

---

**Ein Beitrag zur  
Standmengenerhöhung der  
Elektrodenkappen beim  
Widerstandspunktschweißen**

---

Dissertation  
zur Erlangung des Doktorgrades  
der Ingenieurwissenschaften

vorgelegt von  
Dipl.-Ing. Hagen Kerl  
aus Treysa

*genehmigt von der*

*Fakultät für Mathematik / Informatik und Maschi-  
nenbau der Technischen Universität Clausthal*

Tag der mündlichen Prüfung: 25. August 2017

Vorsitzender der Promotionskommission:

Prof. Dr.-Ing. Thomas Turek

Hauptberichterstatter:

Prof. Dr.-Ing. Volker Wesling

Mitberichterstatter:

Prof. Dr.-Ing. Lothar Wagner

# Vorwort

Die Dissertation entstand während meiner Tätigkeit im Clausthaler Zentrum für Materialtechnik (CZM) der Technischen Universität Clausthal.

An erste Stelle bedanke ich mich bei dem Leiter des Instituts für Schweißtechnik und Trennende Fertigungsverfahren (ISAF) und dem Vorstandsvorsitzenden des CZM, Herrn Prof. Dr.-Ing. Wesling. Ohne seine Geduld, seine fachlichen Beiträge und meiner Anstellung bestünde die Möglichkeit der Anfertigung dieser Arbeit nicht. An zweiter Stelle bedanke ich mich beim Geschäftsführer des CZM, Dr.-Ing. Wiche, der mich bei fachlichen Fragen und der Ausformulierung meiner Gedanken ebenso gern und häufig beriet.

Insbesondere bedanke ich mich bei meinen Kollegen aus den Technischen Abteilungen des ISAFs. Ohne deren Hilfe wäre die Durchführung und die Auswertung der Untersuchungen nicht möglich gewesen.

Auch danke ich bei meinen Eltern Adelheid und Dr.-Ing. Rainer Kerl für die Erziehung und die Unterstützung in der Schulzeit. Ohne diese Basis wäre mein gewählter Weg der Ausbildung nicht möglich gewesen.

Größter Dank gebührt meiner Frau Marlene und ihrer Mutter Heidrun Elborg. In der Abschlussphase haben sie mich motiviert, diese Arbeit zu vollenden und die nötige Geduld für die wiederholenden Korrekturen erbracht.

Clausthal, Juni 2017

Hagen Kerl

# Inhaltsverzeichnis

Vorwort .....	i
Inhaltsverzeichnis .....	ii
Tabellenverzeichnis .....	v
Abbildungsverzeichnis .....	vi
Kapitel 1 .....	1
Einleitung .....	1
Kapitel 2 .....	2
Zieldefinition und Aufgabenstellung .....	2
Kapitel 3 .....	4
Stand der Forschung .....	4
3.1    Schweißen .....	4
3.2    Widerstandspunktschweißen .....	5
3.3    Anwendungsbereiche .....	7
3.4    Anlagentechnik .....	8
3.4.1    Ortsfeste Bauart .....	8
3.4.2    Mobile Bauart .....	9
3.4.3    Leistungsteil .....	11
3.5    Verfahrensprinzip .....	13
3.6    Elektrodenkappen .....	17
3.7    Diffusion .....	19
3.8    Schweißfehler .....	23
3.9    Ermittlung von Schweißbereichsdiagrammen .....	24
3.9.1    Meißelprüfung .....	24
3.10    Verschiedene Aspekte der Linsenbeeinflussung .....	26
3.10.1    Einfluss der Stromart auf die Linsenausbildung .....	27



## Inhaltsverzeichnis

---

3.10.2	Schweißzeit und Stromstärke .....	29
3.10.3	Elektrodenkraft.....	31
3.10.4	Impulsschweißung .....	32
3.10.5	Strom-Kraft-Programme.....	34
3.10.6	Elektrodengeometrie .....	35
3.10.7	Elektrodenkappenwerkstoffe.....	37
3.10.8	Verschleißverhalten der Elektrodenkappen .....	40
3.10.9	Oberflächengüte / Zusatzschichten / Klebstoffe.....	45
3.10.10	Bandelektroden.....	53
3.10.11	Leitfähigkeit der zu verschweißenden Werkstoffe.....	54
3.10.12	Parameterentwicklung .....	56
3.10.13	Simulation .....	56
3.11	Kontaktwiderstandsmessung.....	57
Kapitel 4	.....	60
Verwendete Anlagentechnik und Werkstoffe	.....	60
4.1	Technische Daten WPS-System.....	60
4.2	Elektrodenkappenwerkstoffe.....	60
4.3	Blechwerkstoffe im Automobilbau .....	63
4.4	Vergütung 22MnB5.....	68
4.5	Herstellung 22MnB5 .....	69
4.5.1	Qualifikation der gehärteten Bleche .....	69
4.6	Widerstandsmessgerät .....	72
Kapitel 5	.....	73
Untersuchungsergebnisse	.....	73
5.1	Auswahl des Kappenwerkstoffs.....	75
5.1.1	Auswertung .....	80
5.2	Widerstandsmessung zur Verschleißmessung .....	83
5.2.1	Ergebnisse .....	85

## Inhaltsverzeichnis

---

5.3	Linsenausbildung einschnittiger Verbindungen.....	91
5.4	Linsenausbildung in zweischnittigen Blechanordnungen .....	94
5.4.1	Linsenwachstum bei Schweißungen mit Vorimpuls .....	97
5.4.2	Der durch den Vorimpuls beeinflusste Schweißbereich .....	103
5.4.3	Einfluss der Haltezeit beim Härten des 22MnB5 .....	107
5.5	Widerstandsmessung während des Schweißprozesses .....	108
Kapitel 6	.....	117
	Zusammenfassung .....	117
Kapitel 7	.....	119
	Stichwortverzeichnis .....	119
Kapitel 8	.....	121
	Anhang .....	121
Kapitel 9	Literaturangaben .....	125

# Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung CuCr1Zr [166] .....	61
Tabelle 2: Chemische Zusammensetzung C15760 [170].....	62
Tabelle 3: Chemische Zusammensetzung CuAg0,10 [170] .....	62
Tabelle 4: Chemische Zusammensetzung DX51D [168].....	64
Tabelle 5: Chemische Zusammensetzung HX340LAD [168] .....	64
Tabelle 6: Chemische Zusammensetzung Mangan-Bor-Stahl [170] .....	65
Tabelle 7: Chemische Zusammensetzung AlMg3 [171] .....	66
Tabelle 8: Werkstoffkennwerte 22MnB5 für verschiedene Haltezeiten .....	70
Tabelle 9: Parameterversuch Kappenwerkstoffe.....	75
Tabelle 10: Auswahl der Blechwerkstoffe zur Ermittlung der Linsenausbildung .....	96
Tabelle 11: Auswahl der Schweißparameter zur Ermittlung der Linsenausbildung .....	96
Tabelle 12: notwendige Steigerung der Stromstärke zur Erzeugung einer übergreifenden Schweißlinse .....	102
Tabelle 13: Chemische Zusammensetzung der Zinkbeschichtung [169] ...	121

# Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Übersicht über die Fertigungsverfahren [10] .....	5
Abbildung 2: Widerstands-Punktschweißen [11] .....	6
Abbildung 3: Einseitiges Punktschweißen [11].....	6
Abbildung 4: Temperaturverlauf (schematisch) in den Fügeteilen beim Widerstandspunktschweißen (nach SSAB) [12].....	7
Abbildung 5: stationäre Punktschweißmaschine [1] .....	9
Abbildung 6: C-Zange [17] .....	10
Abbildung 7: X-Zange [17] .....	10
Abbildung 8: Widerstände beim Widerstandspunktschweißen [14].....	14
Abbildung 9: Wärmebilanz Schweißlinse [2] .....	16
Abbildung 10: Thermografieaufnahme einer Punktschweißung im Halbschnitt .....	17
Abbildung 11: Beispiel einer Elektrodenkappe [23] .....	18
Abbildung 12: Elektrodenkappenformen [24] .....	18
Abbildung 13: Platzmechanismen im Gitter, a direkter Platzwechsel, b Leerstellenmechanismus, c Zwischengittermechanismus [24].....	20
Abbildung 14 Diffusionstiefe verschiedener Elemente in Kupfer bei 850°C .	22
Abbildung 15 Verschiedene Fehlerarten in der Schweißlinse .....	23
Abbildung 16: Meißelprüfung schematisch .....	25
Abbildung 17: Butzen .....	25
Abbildung 18 Beispiel einer Schweißlinse.....	26
Abbildung 19 Linsenausbildung in einer mehrschnittigen Verbindung .....	27
Abbildung 20: Asymmetrisches Linsenwachstum einer 3-schnittigen Aluminiumverbindung [37].....	28
Abbildung 21: Das Schweißbereichsdiagramm unter konstanter Kraft [31] .	31
Abbildung 22 Prinzipiell möglicher Stromverlauf einer Punktschweißung ....	33
Abbildung 23: Punktschweißelektroden-Benennung [72].....	35

## Abbildungsverzeichnis

---

Abbildung 24: Kontaktkreis der Elektrode durch zentrische Bohrung .....	36
Abbildung 25: Elektrische Leitfähigkeit Kupfer-Aluminium Legierung [91] ...	40
Abbildung 26: Elektrische Leitfähigkeit Kupfer-Zink-Legierung [92] .....	41
Abbildung 27: Wärmeleitfähigkeit Kupfer-Aluminium-Legierung [91] .....	41
Abbildung 28: Wärmeleitfähigkeit Kupfer-Zink-Legierung [92] .....	42
Abbildung 29: Oberflächenbearbeitung der Elektrodenkappen [119] .....	47
Abbildung 30: Einfluss der Beschichtung auf die Standmenge [6] .....	49
Abbildung 31: Prinzip des DeltaSport-Verfahrens [141] .....	53
Abbildung 32: Beeinflussung des Linsenwachstums mit DeltaSpot [ 141] ...	54
Abbildung 33: Schematischer Messaufbau der Kontaktwiderstände für Zweiblechmessung [160] .....	58
Abbildung 34: Nimak Schweißanlage.....	60
Abbildung 35: Luvata - Nitrode Härte über Temperatur [120] .....	62
Abbildung 36: Schematischer Aufbau der Oxidschicht des Aluminiums [172] .....	67
Abbildung 37: ZTU Diagramm für 22MnB5 [174] .....	68
Abbildung 39: Morphologie der AlSi-Beschichtung bei einer Austenitisierungszeit von 5 min.....	71
Abbildung 38: Morphologie der AlSi-Beschichtung bei einer Austenitisierungszeit von 10 min.....	71
Abbildung 40: Dokumentation der Härtemessung.....	71
Abbildung 41: Widerstände beim Widerstandspunktschweißen [14].....	73
Abbildung 42: Thermografieaufnahme mit Vorimpuls .....	74
Abbildung 43: Thermografieaufnahme ohne Vorimpuls .....	74
Abbildung 44: Parameterabhängige Änderung des Schweißbereichs über die Standmenge.....	74
Abbildung 45: Linsendurchmesser in Abhängigkeit der Schweißpunktanzahl, HX340LAD+Z .....	76
Abbildung 46: Elektrodendiffusionstiefe HX340LAD .....	76

## Abbildungsverzeichnis

---

Abbildung 47: Kappenarbeitsfläche HX340LAD .....	76
Abbildung 48: Linsendurchmesser in Abhängigkeit der Schweißpunktanzahl, 22MnB5.....	77
Abbildung 49: Elektrodendiffusionstiefe 22MnB5 .....	78
Abbildung 50: Kappenarbeitsfläche 22MnB5 .....	78
Abbildung 51: Rissbildung der Nitrode beim Schweißen von 22MnB5.....	78
Abbildung 52: Linsendurchmesser über Schweißpunktzahl .....	79
Abbildung 53: Elektrodendiffusionstiefe AlMg3 .....	80
Abbildung 54: Kappenarbeitsfläche AlMg3 .....	80
Abbildung 55: Links Messrichtung im Halbschnitt, rechts Beispiel eines Linescans im EDX.....	81
Abbildung 56: Diffusionstiefe von Aluminium in die verschiedenen Elektrodenkappenwerkstoffe .....	81
Abbildung 57: Diffusionstiefe Zink .....	82
Abbildung 58: Diffusionstiefe Silizium .....	82
Abbildung 59: Schematischer Widerstandsmessaufbau [159] .....	83
Abbildung 60: Messaufbau Kontaktwiderstände .....	84
Abbildung 61: Gemessene Widerstände.....	85
Abbildung 62: Vergleich der Mittelwerte von je fünf Messungen bei unterschiedlichen Elektrodenkräften .....	85
Abbildung 63: Ein-Blech-Messungen mit DX51D +Z100.....	86
Abbildung 64: Gesamtwiderstandsverlauf zur Beurteilung des Setzverhaltens .....	87
Abbildung 65: Makroaufnahme einer Rondenmessung .....	88
Abbildung 66: Gesamtwiderstandsverlauf von Ronden-Messungen.....	88
Abbildung 67: Standardabweichungen der verschiedenen Messaufbauten .	89
Abbildung 68: Vergleich der Rondenpaar- und Zwei-Blechmessung .....	90
Abbildung 69: Vergleich der Rondenpaar- und Einblechmessung .....	90
Abbildung 70: Vergleich Ein- und Zweiimpulsschweißung .....	91

## Abbildungsverzeichnis

---

Abbildung 71: Schweißbereichsdiagramme Ein- und Mehrimpuls im Vergleich .....	92
Abbildung 72: Wachstumsrate der Linse bei Ein- und Mehrimpulsschweißung .....	93
Abbildung 73: Gestalt und Abmaße der Schweißlinse im Querschliff .....	95
Abbildung 74: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D, ein Impuls bei 6,4kA, Ätzmittel Nital .....	98
Abbildung 75: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D, mit Vorimpuls bei 6,4kA, Ätzmittel Nital .....	98
Abbildung 76: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D, ein Impuls bei 3,6kA, Ätzmittel Nital .....	98
Abbildung 77: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D, mit Vorimpuls bei 3,6kA, Ätzmittel Nital .....	98
Abbildung 78: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D.....	100
Abbildung 79: Kontaktwiderstand der CuCr1Zr-Kappen nach einer Standmenge von 500 Schweißpunkten an einem goldbeschichtetem E-Kupfer-Blech .....	101
Abbildung 80: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D .....	102
Abbildung 81: Schweißbereich der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D.....	104
Abbildung 82: Schweißbereich der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D.....	105
Abbildung 83: Spritzerhäufigkeit bei der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D .....	106
Abbildung 84: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D .....	108
Abbildung 85: Messung – Punktschweißung ohne Vorimpuls.....	109
Abbildung 86: Widerstandsverlauf beim Verschweißen verzinkter Bleche mit Wechselstrom [179, 180] .....	109

## Abbildungsverzeichnis

---

Abbildung 87: Widerstandsmessung einer WPS-Verbindung aus DX51D gegenüber dem Linsenwachstum .....	111
Abbildung 88: Aufschmelzen des Zinks und Linsenentstehung an der Berührfläche zwischen den Blechen .....	112
Abbildung 89: Kontaktwiderstandsmessung einer WPS-Verbindung aus 22MnB5 gegenüber dem Linsenwachstum .....	112
Abbildung 90: Aufschmelzen des Zinks und Linsenentstehung an der Berührfläche zwischen den Blechen .....	114
Abbildung 91: Wirkweise des Vorimpulses .....	114
Abbildung 92: Unterschiede im Widerstandszeitverlauf zwischen verschiedenen Haltezeiten 22MnB5.....	116
Abbildung 93: Widerstandszeitverlauf einer dreischnittigen Verbindung....	116
Abbildung 94: Bezeichnungen der geometrischen Größen der Schweißlinse [33] .....	122
Abbildung 95: Messen des Punktdurchmessers [33] .....	123
Abbildung 96: Zustandsschaubild der binären Kupfer-Aluminium-Legierungen bis 14 Gew. % Aluminium [91] .....	124
Abbildung 97: Zustandsschaubild der binären Kupfer-Eisen-Legierungen [179] .....	124



# Kapitel 1

## Einleitung

Das Widerstandspunktschweißen (WPS) wird seit Mitte des 20. Jahrhunderts zum Fügen metallischer Werkstoffe genutzt. Primärer Einsatzort sind die Karosseriefertigungen großserienorientierter Automobilhersteller. Das Schweißverfahren zeichnet sich gegenüber anderen Schweißverfahren durch eine kurze Einarbeitungszeit der Werker, der hohen Spaltüberbrückbarkeit zwischen Tiefziehteilen, dem Wegfall von Zusatzwerkstoffen, der geringen Prozesszeit und der nicht notwendigen Nacharbeit gegenüber anderen Schweißverfahren aus. Die erhöhten Anschaffungskosten der WPS-Anlagentechnik vergleichend mit dem beispielsweise auch einsetzbaren Metallschutzgasschweißen, sind aufgrund der Prozessmerkmale für Automobilbauer vernachlässigbar. Mit dem vermehrten Einsatz verschiedener Materialgüten im Fahrzeugbau, entstehen zunehmende Prozesskosten für das Fügeverfahren. Vor dem Einsatz von beschichtetem Blech waren Standmengen einer Schweißanlage von 10.000 Schweißpunkten üblich, wogegen heutzutage Standmengen von nur wenigen 100 Punkten möglich sind. Dabei hat verallgemeinert ausgedrückt jegliche Beschichtung einen standmengenreduzierenden Einfluss. Übliche Blechüberzüge sind Zink oder Aluminium-Silizium-(AlSi)-Beschichtungen. Das Bestreben, vermehrt Leichtbauwerkstoffe wie Aluminium im Fahrzeugbau einzusetzen, stellt die Berechtigung des WPS in der Automobilfertigung in Frage. Sofern Aluminium mit der gegenwärtigen WPS-Technik gefügt wird, sind nur geringe Standmengen möglich. Da dies ein wesentlicher Kostenfaktor beim Punktschweißen ist, gilt es die Verschleißursache zu analysieren und zu minimieren, um auf diese Weise die Standmenge zu vergrößern.

## Kapitel 2

### Zieldefinition und Aufgabenstellung

Ein wesentliches Kriterium für den Einsatz eines Fügeverfahrens in der Fertigung sind die kalkulatorischen Maschinenstundensätze und die Verfügbarkeit des Verfahrens. Mit dem Wandel überwiegend beschichtete Stähle in der Karosseriefertigung einzusetzen, zeigt sich, dass der Stundensatz für das WPS ansteigt, bei gleichzeitig verringerter Verfügbarkeit. Begründet werden kann dies mit einer reduzierten Standmenge der Elektroden, was ein erhöhtes Reinigungsaufkommen selbiger zur Folge hat. Gleichzeitig erfordert es, die auf der Spitze sitzende Elektrodenkappe eher auszutauschen. Generell ist ein besseres Verständnis für die metallurgischen Vorgänge während des Schweißens in den Elektrodenkappen wünschenswert. Mögliche physikalische Betrachtungsgrößen sind die Temperatur, die Diffusion und die sich über die Standmenge ändernden Oberflächeneigenschaften. Die Oberflächeneigenschaften setzen sich aus der chemischen Zusammensetzung und der Gestaltänderung der Elektrodenkappenspitze zusammen. Zwischen den genannten Betrachtungsgrößen und der Standmenge sind Korrelationen zu vermuten.

Ein besonderes Augenmerk gilt in dieser Arbeit den Impulsschweißungen und ihrem Einfluss auf den Schweißbereich. Unter dem Begriff Impulsschweißungen ist die Unterteilung des Schweißstroms in mehrere, separate Impulse zu verstehen. Diese Unterteilung des Schweißstroms ist in der Industrie gängige Praxis. Die Normen DIN 16432 [2], DVS 2902-1 und -2 [3, 4] erwähnen diese Möglichkeit nicht. Lediglich in DVS 2902-4 [5] werden Impulsschweißungen genannt. In DVS 2920 [6] wird vermerkt: *„Inwieweit durch Schweißen mit Stromanstieg oder durch Mehrimpulsschweißen Vorteile zu erzielen sind, ist noch nicht eindeutig geklärt.“* Nach DVS 2910 können Impulsschweißungen aber bei einer Blechdicke von 1,5mm von Vorteil sein [7, 8]

Zusammenfassend ist festzustellen, dass in den Normen zum WPS keine exakte Beschreibung bezüglich der Anwendung und dem Einfluss der Impulsschweißung auf das Schweißergebnis genannt wird. Folglich ist das Ziel dieser Arbeit den Einfluss der Impulsschweißungen auf die Standmenge und den Schweißbereich von Widerstandspunktschweißungen zu beschreiben und zu analysieren. Gegenstand

der Analysen sind ebenfalls die metallurgischen Vorgänge in den Elektrodenkappenspitzen. Es ist naheliegend, dass Änderungen der Gestalt und der chemischen Zusammensetzung der Elektrodenkappen maßgeblich die Standmenge beeinflussen.

## Kapitel 3

### Stand der Forschung

Das Kapitel "Stand der Forschung" thematisiert das Verfahren des WPS, dessen Anlagentechnik sowie die damit zu fügenden Werkstoffe.

#### 3.1 Schweißen

In der Klassifizierung der Fertigungsverfahren DIN 8580 [9, S. 4] ist das Schweißen der -vierten Hauptgruppe, dem Fügen, untergeordnet. Das Schweißen unterscheidet sich gegenüber allen weiteren Fügeverfahren darin, dass die zu fügenden Bauteile, am Ort der Energiezuführung eine stoffschlüssige, nicht trennbare Verbindung erzeugen. Die weitere Unterteilung der Gruppe 4.6 "Fügen durch Schweißen" richtet sich nach Art der Energiezuführung zum Erweichen bzw. Aufschmelzen der Fügezone. Primär wird in den Untergruppen zwischen einem Pressschweißverfahren und einem Schmelzschweißverfahren unterschieden. Dabei kann wahlweise ein Zusatzwerkstoff genutzt werden, der die Zusammensetzung des aufgeschmolzenen Werkstoffs ändert. Mit Variation der chemischen Massenanteile in der Schmelze, können die mechanischen Eigenschaften der Schweißnaht beeinflusst werden. In der weiteren Unterteilung der Untergruppen nach DIN 8593-6 [10, S. 8] werden die Schweißverfahren konkret aufgezählt. Das WPS ist hier den Pressschweißverfahren zugehörig, siehe Abbildung 1 [10].

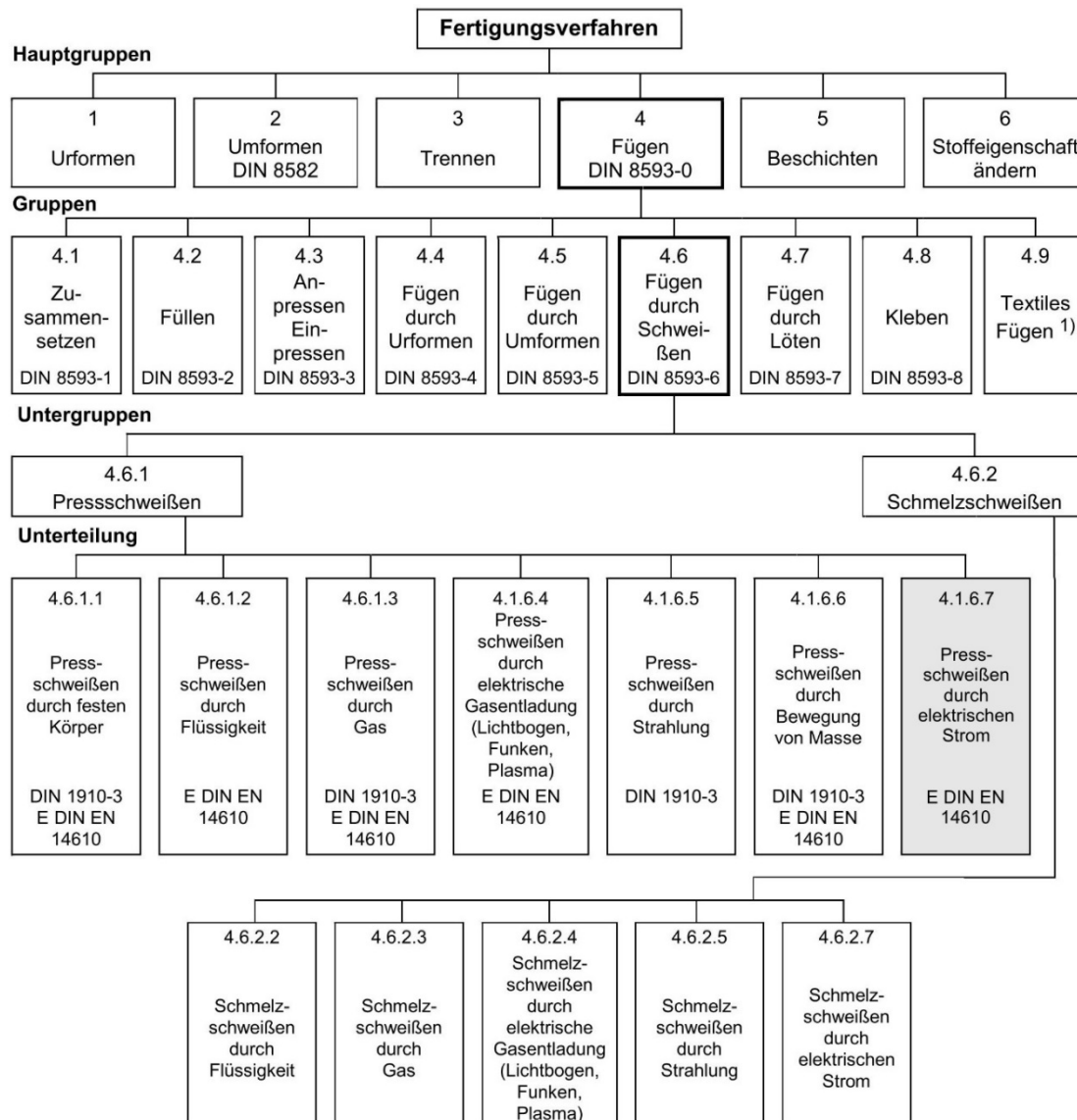


Abbildung 1: Übersicht über die Fertigungsverfahren [10]

## 3.2 Widerstandspunktschweißen

Als Fügeverfahren ist das WPS bei den Schweißverfahren den Pressschweißverfahren untergeordnet. In der Norm 14610 wird das WPS wie folgt definiert:

*„Widerstandsschweißen, wobei die Schweißverbindung etwa punktförmig in den Werkstücken zwischen den Punktschweißelektroden entsteht und nahezu die gleiche Fläche aufweist, wie die Elektrodenenden“ [11] .*

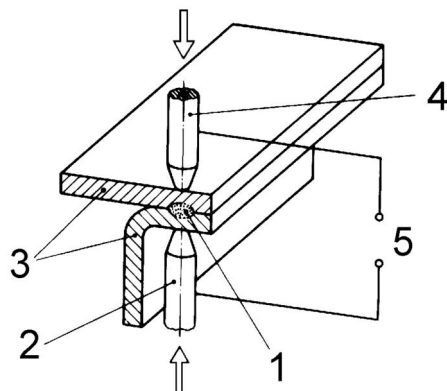


Abbildung 2: Widerstands-Punktschweißen [11]

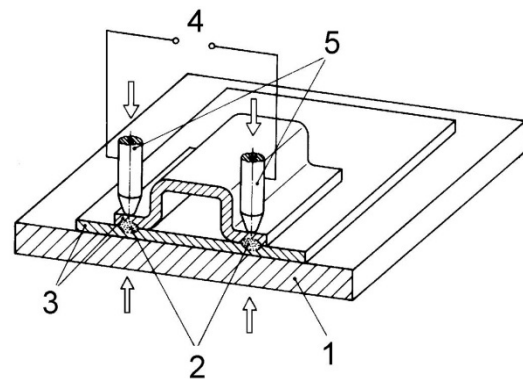


Abbildung 3: Einseitiges Punktschweißen [11]

Nr.	Bezeichnung	Nr.	Bezeichnung
1	Schweißlinse	4	Schweißelektrode
2	Schweißelektrode	5	Stromquelle
3	Überlappstoß		

In Abbildung 2 ist das übliche, zweiseitige und in Abbildung 3 das einseitige Punktschweißen prinzipiell dargestellt. Vorteil des einseitigen Punktschweißverfahrens ist die geringere Anforderung an die Zugänglichkeit, während die Flexibilität einer beidseitigen Punktschweißung wesentlich größer ist. Zugänglichkeit steht im Folgenden für den notwendigen Raum, um die Schweißzange zu positionieren und eine Schweißung durchzuführen zu können.

Der Schweißprozess beginnt mit dem Aufsetzen der Elektroden auf den Fügepartnern. Dabei werden mögliche Spalte zwischen den Blechen zugeedrückt. Nach einer gewissen Zeit wird der Stromfluss eingeschaltet. Aufgrund des geringeren Widerstandes der aus Kupfer bestehenden Elektroden und der innen liegenden Kühlung, erwärmen sich die Fügebleche bis zum Aufschmelzen und in ihrer Mitte entsteht eine Schweißlinse. Ein typischer Temperaturverlauf zwischen Elektroden und Fügeblechen ist in Abbildung 4 dargestellt. Die Temperatur wird durch computergestützte Simulation an den Elektrodenkappenspitzen im Prozess auf ca. 900°C geschätzt. Kupfer hat eine Schmelztemperatur von 1085°C und ist folglich als Kappenwerkstoff geeignet. Außerdem zeichnet Kupfer sich durch eine hohe Wärmeleitfähigkeit bei gleichzeitig geringem elektrischem Widerstand aus.

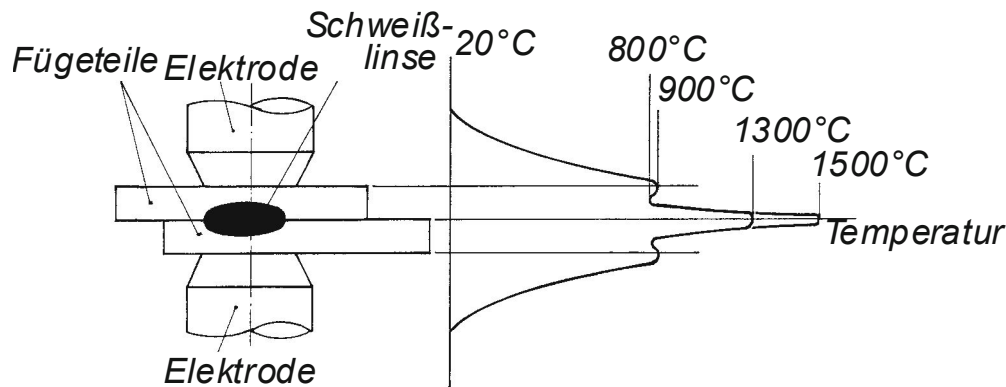


Abbildung 4: Temperaturverlauf (schematisch) in den Fügeteilen beim Widerstandspunktschweißen (nach SSAB) [12]

### 3.3 Anwendungsbereiche

Das WPS wird hauptsächlich für das Fügen von Dünnblechen verwendet. Es können alle schweißbaren Stähle und eine Vielzahl verschiedener Nichteisenmetalle gefügt werden. Als Beispiel sind hier Aluminium, Nickel, Kupfer, Messing und Titan genannt. Der Flansch, die Fläche an der sich die zu verschweißenden Bleche berühren, ist wesentlich größer, als der Punkt an dem die Schweißzange die Bleche aufeinanderdrückt. Damit existieren für den Schweißstrom, neben der direkten Wegstrecke zwischen den Elektroden, parallele Pfade, die von der Anode zur Katode führen. Die parallelen Pfade werden in der Summe als Nebenschluss bezeichnet und sind bei Schweißungen in der Praxis immer vorhanden. Hierdurch sind Sandwichwerkstoffe - der Verbund aus Metall außenliegend und Kunststoff innenliegend - oder Bleche, die mit einer organischen Schicht versehen sind, ebenfalls schweißbar [13].

Der übliche Einzelblechdickenbereich liegt bei Stahl und Aluminium zwischen 0,5 und 4 mm pro Blech, wobei darauf zu achten ist, dass ein Blechdickenverhältnis von 1:3 nicht überschritten werden sollte [14]. Je höher die Wärmeleitfähigkeit der zu fügenden Stoffe, desto geringer ist die maximale Einzelblechdicke. Mit der industriellen Einführung des WPS wurden vorwiegend zwei Bleche miteinander gefügt, was in der Folge als Zweiblechverbindung bezeichnet wird. Mit der Forderung immer leichtere Karosserien zu bauen, ist die Häufigkeit, drei Bleche zugleich zu fügen, angestiegen. Denkbar ist es auch eine größere Zahl von Blechen in einem Schritt zu fügen, jedoch sinkt die Prozesssicherheit mit der Blechanzahl.

Primär wird das WPS im Karosseriebau der Fahrzeugindustrie angewandt. Das Verfahren findet ebenfalls in der Elektro- und Haushaltsgeräteindustrie Verwendung und gelegentlich kommt es im Apparatebau oder der Flugzeugindustrie zum Einsatz.

Vorteile des Verfahrens:

- |  |                                       |
|--|---------------------------------------|
| - gute Mechanisierbarkeit bzw. Automatisierbarkeit | - kurze Schweißzeiten                 |
| - geringe Toleranzen der Fügeteile                 | - einsetzbar in allen Schweißlagen    |
| - nicht notwendiger Nahtvorbereitung               | - keine Nahtnachbearbeitung notwendig |
| - kein Schweißzusatzwerkstoff notwendig            |                                       |

Leider ist noch immer keine Online-Prüfung für die Qualitätssicherung kostengünstig einsetzbar (DVS 2916-5 [15]), wodurch eine Sicherstellung der Anforderungen nur durch zerstörende Prüfmethoden verbleibt. Weitere Optimierungen sind im Bereich der Standmenge der Elektroden sowie einer Anpassung der Schweißparameter während ihrer Einsatzzeit wünschenswert.

Bei einer Zweiblechverbindung wird der maximale Linsendurchmesser in der Berührebene beider Bleche gefordert. Bei starken Blechdickenunterschieden kann dieses durch eine Veränderung der Wärmeableitungsbedingung, z.B. Variation der Elektrodenarbeitsfläche und / oder -legierungszusammensetzung, erreicht werden.

### 3.4 Anlagentechnik

Punktschweißeinrichtungen können gemäß ihrer Bauweise in ortsfeste Punktschweißmaschinen und ortsveränderliche Punktschweißzangen unterteilt werden, vergleiche Abbildung 5 und Abbildung 6.

#### 3.4.1 Ortsfeste Bauart

Unabhängig von ihrer Baugröße sind die stationären Anlagen aus gleichen Komponenten wie mobile Anlagen aufgebaut, ein Beispiel siehe Abbildung 5. Hauptbestandteil der Anlage ist der steife und dadurch massive Rahmen, von dem der Ober- und Unterarm abgeht. In dem Rahmen befindet sich außerdem die Stromquelle als Energiequelle. Bei der Stromart wird zwischen Wechselstrom und Gleichstrom unterschieden. Beide Energiequellen besitzen einen Transformator als zentrales Bauteil, weshalb die Leitung vom Stromnetz zur Schweißanlage als Primärseite und der Stromkreis auf der Arbeitsseite als Sekundärseite bezeichnet wird. Die Sekundärleitung verläuft von der Stromquelle zu den Schweißwerkzeugen, welche beim WPS



als Elektroden, in Elektrodenhaltern sitzend, bezeichnet werden. Da der Oberarm des Rahmens beweglich ist, wird der Stromkontakt zwischen dem Transformator und dem Oberarm mit Hilfe eines flexiblen Strombandes aus Kupfer gewährleistet. Für die benötigte Schweißkraft ist ein Krafterzeugungssystem am Oberarm notwendig. Als kraftgebendes Element kann zwischen pneumatischen, servomotorischen und servopneumatischen Druckzylindern gewählt werden. Im Schweißbetrieb wird nach dem Einlegen der Fügeteile, der Oberarm mit der daran befestigten Elektrode auf die



Abbildung 5: stationäre Punktschweißmaschine [11]

Fügeteiloberfläche gefahren. Nach einer bestimmten Verweilzeit wird die vorgegebene Kraft erzielt und der Stromfluss wird eingeschaltet. Durch die Erwärmung entsteht der Schweißpunkt, welcher im erkalteten Zustand eine feste Verbindung zwischen den Fügeteilen schafft.

### 3.4.2 Mobile Bauart

Die mobile Bauart der Widerstandspunktschweißanlage wird als „Punktschweißzange“ bezeichnet. Diese kann sowohl mit einem externen als auch mit einem integrierten Transformator ausgestattet werden. Vorteil des externen Transformators ist die kompakte Bauform und das daraus resultierende geringe Zangengewicht. Letzteres ermöglicht eine gute Zugänglichkeit der Zange am Bauteil, jedoch bedeutet dies eine lange Sekundärleitung vom Transformator zu den Elektroden. Mit der Sekundärleitungslänge steigen die elektrischen Verluste. Entsprechend sind Roboterschweißzangen zumeist mit einem integrierten Transformator ausgestattet. Durch die mittlerweile günstigen Anschaffungskosten der Invertertechnik ist das Gewicht der Zange für einen Roboter handhabbar und der Wirkungsgrad der Zange ist durch die kurze Sekundärleitung wesentlich größer. Zugleich ist durch eine standardisierte Primärleitung ein einfacher Austausch der Zangen untereinander realisierbar.

Die Schweißzangen werden gemäß ihrer Bauweise in C, X, Halb- oder Sonderzangen unterschieden [16]. Die Konstruktion des Typs C und X besitzen beide einen Ober- und Unterarm. In diese werden die Elektrodenschäfte geschraubt, auf die wiederum Elektrodenkappen gesteckt werden. Der Oberarm der C-Zange ist gerade wohingegen der Unterarm C-förmig gebogen ist, (siehe Abbildung 6). Bei der X-Zange besitzen Ober- und Unterarm einen gemeinsamen Lagerpunkt, Abbildung 7. Für das

einseitige WPS wird eine Halbzange eingesetzt und kein Unterarm benötigt. Sonderzangen können keiner vorher beschriebenen Bauweise zugeordnet werden. Die Bewegung von Ober- und Unterarm erfolgt mit Hilfe eines pneumatischen oder elektromotorischen Kraftsystems.

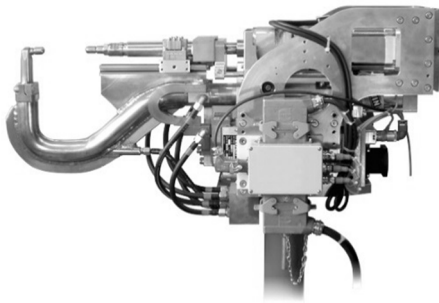


Abbildung 6: C-Zange [17]

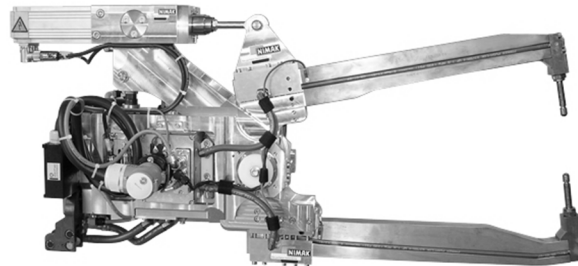


Abbildung 7: X-Zange [17]

Da die Elektroden bei der X-Zange keine exakt gerade Bewegung zueinander vollführen, entsteht eine unerwünschte Schiebebewegung zwischen den Elektroden. Bei der C-Zange ist dieser Bewegungsablauf exakt geradlinig. Daher ist die C-Zange der X-Zange vorzuziehen, sofern eine große Ausladung nicht notwendig ist.

Die Stromzuleitung geschieht über ein sogenanntes Schlauchpaket, in dem die Kühlwasserleitungen, Druckluftleitungen und Steuerleitungen angeordnet sind.

Handschweißzangen existieren mit externem oder internem Transformator und, abhängig von der notwendigen Zugänglichkeit, kann zwischen einer X- oder C-Bauart gewählt werden. Die Positionierung und Betätigung erfolgt durch den Bediener. Durch das Gewicht der Zange und dem zugehörigen Schlauchpaket ist ein Auslegerkran (Lastausgleichshilfe) notwendig, welcher eine einfache Handhabung gewährleistet.

Für eine Vergleichbarkeit zwischen verschiedenen Punktschweißeinrichtungen werden nach DIN 669 [18] elektrische, mechanische und thermische Kenngrößen einer WPS-Anlage definiert. Die mechanischen Eigenschaften der Anlagen sind in statische und dynamische zu differenzieren. Die statische Eigenschaft ist die Steifigkeit der Einrichtung. Sie ist relevant für die Aufbiegung des Ober- und Unterarms der Zange und die daraus folgende Verschiebung der Elektrodenarbeitsflächen zueinander. Zu den dynamischen Maschineneigenschaften zählt beispielsweise das Ausschwingverhalten nach dem Aufsetzen der Elektroden. Es ist bei der Wahl der Vorhaltezeit, welche die Zeitdauer von Aufsetzen der Elektroden bis zum Einschalten des Schweißstroms bezeichnet, zu berücksichtigen. Die elektrischen Eigenschaften

der Punktschweißeinrichtung bestimmen den Widerstand im Schweißkreis sowie die Höhe des Schweißstromes und sind vom Leistungsteil der Einrichtung abhängig.

### 3.4.3 Leistungsteil

Für eine erfolgreiche Prozessführung sind die Schweißsteuerungsfunktionen wie Organisation des Fertigungsablaufs, Qualitätssicherung und Datenmanagement notwendig [19]. Die Steuerung regelt das Leistungsteil einer Widerstandspunktschweißanlage und umfasst die Kontrolle der Elektrodenkraft und der Prozesszeiten. Diese genannten Prozessparameter können Aufgabenspezifisch gespeichert und während des Anfahrens zum folgenden Schweißpunkt abgerufen werden. Istwerte wie Schweißstrom, Elektrodenspannung, Schweißenergie, Elektrodenkraft, und -weg werden erfasst und ggf. gespeichert. Ein Abgleich mit dem Sollwert ermöglicht eine kontinuierliche Prozesssicherung für eine gleichbleibende Qualität. Zur schnellen Prozesserfassung ist es üblich, die Parameter und den Verlauf einer Schweißung als Spannungs-, Strom-, Widerstands- und Kraftverläufe zu visualisieren.

Das Leistungsteil ist am Netzstrom angeschlossen und versorgt die Primärwicklung des Schweißtransformators. Dieser wandelt den Netzstrom in eine geringe Spannung von ca. 2V und die entsprechende Stromstärke von bis zu 60kA um.

Je nach Stromart werden mehrere Ausführungsformen unterschieden:

- Netzfrequenz-Stromquellen
- Gleichstromquellen
  - a. gleichgerichtet aus dem Ein- oder 3-Phasennetz
  - b. Transistorgeregelte Stromquelle
  - c. Kondensatorentladungsstromquelle
- Inverterstromquellen
  - a. Mittelfrequenzinverter (0,1-10 kHz)
  - b. Hochfrequenzinverter (> 20 kHz)

#### 3.4.3.1 Netzfrequenzstromquellen

Die Netzfrequenzstromquelle basiert auf zwei antiparallel geschalteten Thyristoren, die als Wechselstromsteller fungieren. Durch Phasenanschnitt der Primärspannung kann der Effektivwert der Sekundärspannung gesteuert werden. Hierdurch ist der Schweißstrom variabel einstellbar.

### 3.4.3.2 Gleichstromquellen aus einer oder drei Phasen

Der Grundaufbau einer einphasigen Gleichstromschweißanlage ähnelt einem Wechselstromleistungsteil, wobei es sekundärseitig zusätzlich mit einer Gleichrichterdiode und Mittenanzapfung ausgestattet ist.

Dreiphasige Gleichrichter sind an das Drehstromnetz angeschlossen. Die Belastung des Stromnetzes ist kleiner, da sich die benötigte Schweißleistung auf die drei Phasen des Stromnetzes verteilt. Folglich ist eine dreifache Leistung sekundärseitig möglich. Der Aufbau besteht aus drei Einphasentransformatoren mit einer sekundärseitigen Mittenanzapfung. Primärseitig sind drei Thyristorsteller zum Steuern des Phasenanschnitts des Netzstroms vorhanden. Sekundärseitig erhält man eine 6-pulsige Spannung. Eine Induktivität im Sekundärkreis glättet den Schweißstrom, damit auch bei großem Phasenanschnitt die Welligkeit und ihr negativer Einfluss auf den Schweißprozess minimiert werden kann.

### 3.4.3.3 Transistorstromquellen

Transistorstromquellen werden hauptsächlich für das Kleinteilschweißen mit maximalen Stromstärken von bis zu 5 kA genutzt. Die Schweißzeiten übersteigen 100 ms nicht und eine Restwelligkeit ist aufgrund des Aufbaus nicht vorhanden.

Die Transistoren dienen als Regler des eingesetzten Schweißstroms im Schweißstromkreis. Dabei wird die Differenz der elektrischen Leistung, aus benötigter Schweißenergie und dem Stromnetz entnommener Energie, in den Transistoren als Wärmeverluste umgesetzt. Dies ist die Grundlage zur Bestimmung der maximal möglichen Einschaltdauer. Die Einschaltdauer beschreibt als Prozentangabe den Nutzungszeitraum innerhalb von 10 min und verhindert ein Überhitzen des Leistungsteils.

### 3.4.3.4 Kondensatorentladungsstromquellen

Der als Energiequelle fungierende Kondensator wird mit Hilfe einer an den Netzstrom angeschlossenen Gleichstromquelle aufgeladen. Sofern eine Schweißung durchgeführt werden soll und die notwendige Aufladezeit eingehalten ist, entlädt sich der Kondensator stoßartig. Der Strom wird über einen Schweißtransformator zur Schweißstelle geführt. Gegenüber den oben aufgeführten Stromquellen (3.4.3.1-3.4.3.3), ist das Verhältnis von erzielter Stromstärke zur eingestellten Schweißdauer erheblich größer. Die Stromquelle besteht somit aus den vier Hauptkomponenten einer Gleichstromquelle, einer Kondensatorbatterie, einem Thyristorschalter und einem speziellen Transformator.

### 3.4.3.5 Inverterstromquellen

Kernelement der Inverterstromquelle ist der Schweißtransformator, der mit einer Wechselspannung von 1-4 kHz oder 20 kHz (Hochfrequenz) arbeitet. Die dreiphasige Wechselspannung aus dem Stromnetz wird mit Hilfe eines sechspulsigen Gleichrichters in eine Gleichspannung überführt. Dieser sekundärseitige, als Zwischenkreisspannung bezeichnete Strom, wird durch Kondensatoren geglättet und danach durch einen Transistor-Wechselrichter in eine einphasige Rechteckwechselspannung gewandelt. Dieser Wechselstrom dient dem Schweißtransformator primärseitig als Energiequelle. Die Steuerung des Schweißstroms geschieht durch Pulsbreitenmodulation der Zwischenkreisspannung. Sekundärseitig wird der Schweißstrom am Transformator gleichgerichtet, um induktive Spannungsverluste zu vermeiden.

Durch die Invertertechnik ist eine hohe Regelgeschwindigkeit gegeben. Diese ergibt sich aus dem Kehrwert der Zwischenkreisspannungsfrequenz. Zusätzlich benötigt man bei der Invertertechnik für Mittel- und Hochfrequenzströme wesentlich geringerer Transformatormassen und -abmaße, was ihren Einbau in der Schweißzange ermöglicht. Daraus resultiert eine sehr kurze Schweißstromleitung vom Transformator an die Zange, wodurch die elektrischen Verluste minimiert werden.

## 3.5 Verfahrensprinzip

Beim Widerstandspunktschweißen werden als physikalische Größen der Stromfluss und die Elektrodenkraft genutzt. Prozesskräfte liegen bei Stahl zwischen 2 und 3,5 kN, in besonderen Fällen bis zu 6 kN. Dieser Wert bezeichnet die Kraft, mit welcher die Elektroden auf die zu fügenden Bauteile wirken. Grundsätzlich wird versucht, mit einer möglichst kleinen Kraft zu schweißen, da die Anlagengröße und das Anlagen-gewicht mit dieser Prozessgröße proportional ansteigen. Die minimale Prozesskraft wird durch die Größe des Schweißbereichs festgelegt. Die Größe des Schweißbereichs ist mit der Prozessstabilität gleichzusetzen. Das bedeutet, dass bei Wahl eines im Parameterfeld zentral gelegen Parametersatzes, die Distanz zu den Prozessgrenzen größer ausfällt. Unter der Distanz zu den Prozessgrenzen kann der systematisch auftretende Verschleiß der Elektrodenkappen oder die zufällige Variation der Materialqualität verstanden werden.

Nachdem die Aufsetzkraft der Elektroden erreicht ist, und eine Vorhaltezeit verstrichen ist, wird der Stromfluss eingeschaltet. Durch diesen wird eine Joulesche Widerstandserwärmung in den Fügepartnern erzeugt, die in ihrer Größe von dem Schweißstrom  $I$ , der Schweißzeit  $t$  und dem Gesamtwiderstand  $R_{ges}$ , abhängig ist, siehe Formel (1).

$$Q = \int_{t=t_0}^{t=t_s} I^2(t) \cdot R_{ges}(t) dt \quad (1)$$

Der Gesamtwiderstand setzt sich dabei aus den vier elektrischen Stoffwiderständen ( $R_1$ ,  $R_2$ ,  $R_6$ ,  $R_7$ ) und den drei elektrischen Kontaktwiderständen ( $R_3$ ,  $R_4$ ,  $R_5$ ) zusammen, wie es in Abbildung 8 links schematisch dargestellt ist.

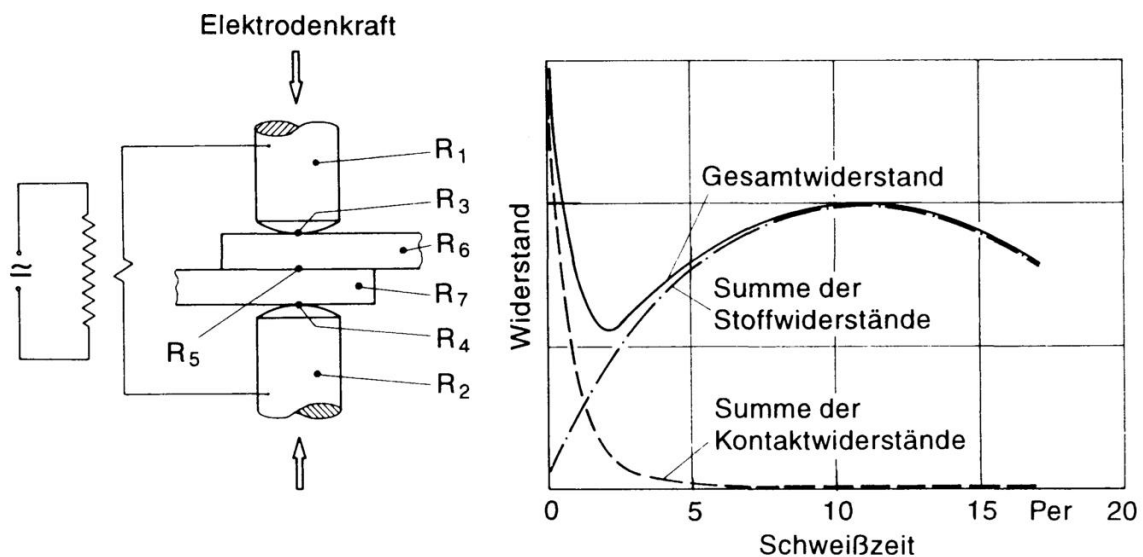


Abbildung 8: Widerstände beim Widerstandspunktschweißen [14]

Alle industriell verarbeiteten Blechwerkstoffe sind Kaltleiter, das bedeutet, ihr elektrischer Widerstand steigt mit zunehmender Temperatur. Entsprechend vergrößert sich die Summe der Stoffwiderstände mit zunehmender Schweißzeit. Die Kontaktwiderstände setzen sich aus dem Engewiderstand und dem Fremdschichtwiderstand zusammen. Der Engewiderstand verhält sich proportional zur berührenden Kontaktfläche. Technische Oberflächen besitzen eine Rauheit, weshalb die mit dem Auge wahrgenommene Kontaktfläche größer wirkt als die Summe aller ihrer sich tatsächlich berührenden Rauheitsspitzen. Entsprechend ist der Betrag des Engewiderstandes von dem spezifischen Widerstand des Materials (der Oberflächenbeschichtung), der Oberflächenrauigkeit und der Größe der Berührfläche abhängig. Die tatsächliche Berührfläche ist wiederum von der Härte des Materials und der Flächenpressung

abhängig. Die Leitfähigkeit des Kontaktes errechnet sich nach folgender Gleichung in der Einheit Siemens (S):

$$\Lambda \approx \frac{3,7}{E^* \cdot \rho \cdot l} \cdot F_N \quad (2)$$

Dabei bezeichnet  $E^*$  das Effektive Elastizitätsmodul:

$$E^* = \frac{E}{2 \cdot (1 - n^2)} \quad (3)$$

$E$ = Elastizitätsmodul	$\rho$ = spezifischer elektrischer Widerstand	$n$ = Poissonzahl
$F_N$ = Normalkraft	$l$ = quadratische Mittelwert der Rauigkeit-Höhenverteilung	

Die zweite Komponente des Kontaktwiderstandes ist der Fremdschichtwiderstand. Dieser entsteht durch Korrosion der Kontaktoberfläche, woraus sich beispielsweise eine oxydische Dünnschicht mit erhöhtem spezifischem Widerstand bildet. Diese dünnen Schichten werden bei Beginn des Schweißvorgangs vom Strom durchschlagen. Am anfälligsten gegenüber Oxidation ist Aluminium, welches schnell eine harte isolierende Schicht ausbildet.

Somit ergibt sich unter Berücksichtigung der vorangegangenen Überlegungen für den Gesamtwiderstand einer Punktschweißung folgendes:

Der Gesamtwiderstand ist zu Beginn der Schweißung maximal. Er bildet sich aus der Summe der Kontakt- und Stoffwiderstände der zu verschweißenden Bleche. Direkt nach dem Einschalten des Stroms wird die Fremdschicht durchbrochen und der Kontaktwiderstand wird reduziert. In der folgenden Schweißzeit sinkt der Kontaktwiderstand weiter, da die wärmeinduzierte Entfestigung der Kontaktflächen eine Vergrößerung der tatsächlichen Berührfläche hat. Beim Aufschmelzen der Kontaktflächen verschwindet der Kontaktwiderstand gänzlich. Unbeschichtete Bleche verhalten sich dementsprechend und weisen sinkende Kontaktwiderstände bis zum Schmelzpunkt des Werkstoffs auf. Haupteinfluss ist die Abnahme der Festigkeit des Materials und eine damit verbundene, sich vergrößernde Kontaktfläche. Mit Zink beschichtete Bleche zeigen dagegen ein eigenes Verhalten. Bei dem Temperaturanstieg bis 350°C ist zunächst eine Zunahme, dann ein Abfall der Kontaktwiderstände bis 450°C charakteristisch. Der Widerstandsabfall wird mit dem Zusammenbruch der mechanischen Eigenschaften der Beschichtung begründet. Gleichzeitig Verformen sich die Elektrodenkappen bei verzinkten Blechen mit zunehmender Punkteanzahl stärker. Entsprechend benötigt man bei beschichteten Blechen, durch die reduzierten Kontaktwiderstände und die vergrößerte Arbeitsfläche, mehr Schweißstrom [20]. Die

Schweißsimulation von Inconel 625 zeigt den starken Temperaturanstieg an den sich berührenden Flächen bis zum Aufschmelzen der Fügepartner [21]. Modellversuche, die an einer Prüfmaschine Gleeble 3500 durchgeführt wurden, bestätigen die theoretischen Simulationen. Die Untersuchungen zeigen die erwartete Abnahme der

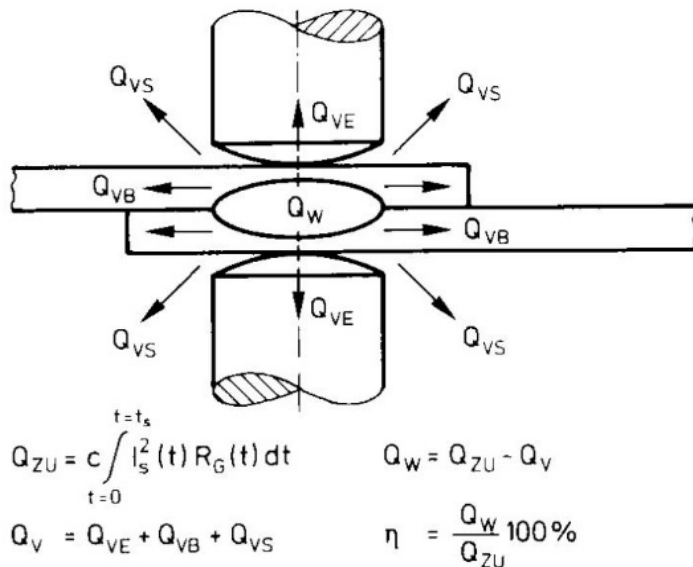


Abbildung 9: Wärmebilanz Schweißlinse [2]

bezeichnet, sind in Abbildung 9 dargestellt. Diese setzen sich aus den Verlustwärmemengen durch Ableitung in die Elektroden  $Q_{VE}$ , durch Ableitung in die Bleche  $Q_{VB}$  und durch Strahlung  $Q_{VS}$  zusammen.

Die Wärmestrahlung  $Q_{VS}$  wird nach dem vereinfachten Stefan-Boltzmann-Gesetz berechnet:

$$\dot{Q} = \varepsilon_1 \sigma A_1 (T_1^4 - T_2^4) \quad (4)$$

$\varepsilon_1$  = Emissionsgrad

$\sigma$  = Stefan-Boltzmann-Konstante

$A_1$  = Oberfläche

$T_1$  = Temperatur der Oberfläche

$T_2$  = Umgebungstemperatur

Auf den Verlust durch Strahlung kann in der Praxis kein Einfluss genommen werden. Während der sehr kurzen Prozesszeit des WPS, erwärmt sich die Oberfläche um die Punktschweißung nur gering. Abbildung 10 zeigt die Temperaturverteilung um eine Schweißlinse nach Beendigung des Stromflusses. Die Temperatur neben der Elektrodenkappe liegt unterhalb von 550°C. Entsprechend gering ist der Anteil der Strahlungswärme.

Die weiteren Wärmeverluste, durch die Wärmeleitung in das Blech und die Elektrodenkappe, können mit Hilfe des Fourierschen Gesetzes beschrieben werden:

Kontaktwiderstände bei steigendem Druck und steigender Temperatur [22]. Entsprechend erhält man für eine Punktschweißung den typischen Gesamtwiderstandsverlauf, wie er in Abbildung 8 prinzipiell dargestellt ist.

Die bisherigen Betrachtungen beschränken sich auf die zugeführte Wärmemenge und ihre Einflussgrößen. Die abgeführten Wärmemengen, in der Summe als Verlustwärmemenge  $Q_V$  bezeichnet, sind in Abbildung 9 dargestellt.



$$\dot{Q} = \lambda \cdot A \cdot \frac{T_{W1} - T_{W2}}{d} \quad (5)$$

$\lambda$  = Wärmeleitfähigkeit

$A$  = durchströmte Fläche

$d$  = Dicke der Körpers

$T_{W1/W2}$  = Temperatur der wärmeren bzw. der kälteren Kontaktfläche

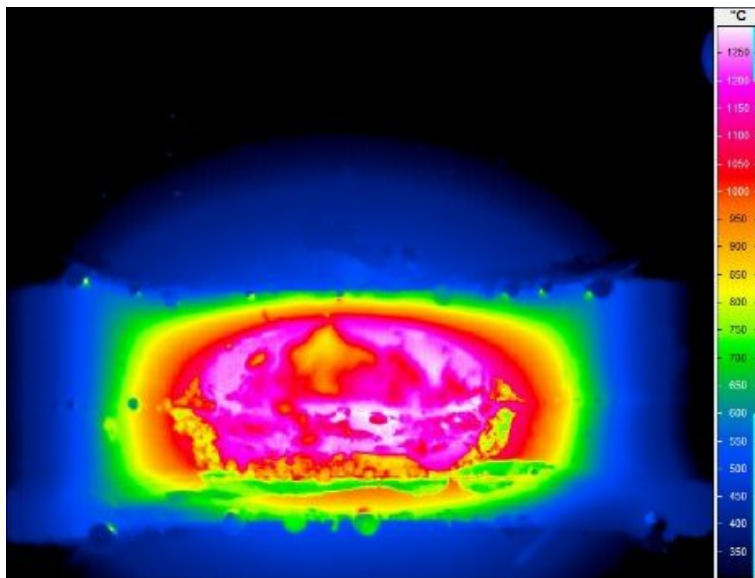


Abbildung 10: Thermografieaufnahme einer Punktschweißung im Halbschnitt

Die Wärmeleitung über die Elektrodenkappen kann durch verschiedene Maßnahmen beeinflusst werden. Eine Variation des Kappenwerkstoffs hat einen direkten Einfluss auf die Wärmeleitfähigkeit. Die Änderung der Kappengeometrie reduziert oder vergrößert die Kontaktfläche. Eine zusätzliche Folie zwischen den Elektrodenkappen und den zu fügenden Blechen hindert

den Wärmefluss. Über die Kühlwassertemperatur und die Durchflussmenge wird die Ausgangstemperatur der Elektrodenkappen eingestellt.

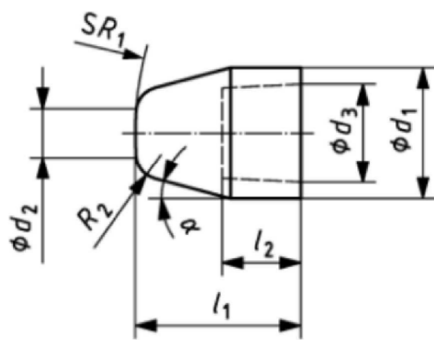
Die Wärmemenge, die über die Leitung in das Blech strömt, kann über die Schweißdauer beeinflusst werden. Hier gilt, je kürzer die gewählte Schweißzeit, desto geringer ist die abgeführte Wärmemenge über die Leitung. Wird eine definierte Energiemenge in kürzerer Zeit zugeführt, ist der Wärmeabfluss geringer und mehr Material wird aufgeschmolzen.

### 3.6 Elektrodenkappen

Als Elektrodenkappen werden die auswechselbaren Verschleißteile bezeichnet, die auf den Elektrodenschäften aufgesteckt sind. Ihre Hauptaufgabe ist die Übertragung der Prozesskraft auf das Werkstück. Somit dienen sie der Fixierung der Schweißteile und sind zugleich Einleiter des Stroms in die Bauteile. Wie alle elektrisch leitenden Bauteile einer Schweißzange werden sie aus Kupferlegierungen gefertigt. Die Elekt-

rodenschäfte sind das Zwischenstück zwischen den Zangenarmen und den Elektrodenkappen und dienen der Kraftübertragung und Kühlmittelzuleitung. Sie werden in die Zangenarme eingeschraubt und sind ebenfalls leicht austauschbar.

Entscheidenden Einfluss auf die Qualität des Schweißergebnisses und auf die Standmenge der Elektroden, hat die richtige Wahl des Kappenwerkstoffs. Dabei ist die Standmenge einer Elektrodenkappe erreicht, wenn bei konstanten Prozessparametern kein ausreichender Schweißlinsendurchmesser mehr erzielt wird. Der Ausgangszustand der Elektrodenkappe kann durch ein Abfräsen der Kappenoberfläche wiederhergestellt werden. Das Fräsmesser besitzt die Negativkontur der Kappengeometrie.



**Typ G0**

Abbildung 11: Beispiel einer Elektrodenkappe [23]

Unterschreitet die Elektrodenkappe nach mehrmaligem Fräsen ihr Mindestmaß, muss sie gegen eine neue Kappe ausgetauscht werden.

Zu den Eigenschaften einer Elektrodenkappe zählen die elektrische und thermische Leitfähigkeit, die Warmhärte, die Anlassbeständigkeit, die Erweichungstemperatur und die Anlegierungsneigung. Diese Eigenschaften sind voneinander abhängig: Aus einer Verbesserung einer Eigenschaft folgt eine Verschlechterung einer anderen. Aufgrund von Fertigungskosten und einer möglichst geringen Werkzeugvariantenanzahl wird in der Praxis auf eine anwendungsbezogene Optimierung verzichtet. Eine Übersicht der verschiedenen Kappenwerkstoffe gibt DIN 5182 [23]. Üblich sind Kappen aus Kupferlegierungen (Gruppe A), gesinterte Werkstoffe aus Wolfram mit Kupfer, Molybdän oder Silber sind ebenfalls denkbar (Gruppe B).

Die Einteilung der Elektrodenkappen erfolgt nach der Form (siehe Abbildung 12): Dabei wird nach Art der Spitze (zylindrisch A0 oder kegelig B0), der Angriffsweise (zentrisch B0 oder versetzt A0) und der Kontaktflächenbildung (ballig B0 oder flach A0) unterschieden.

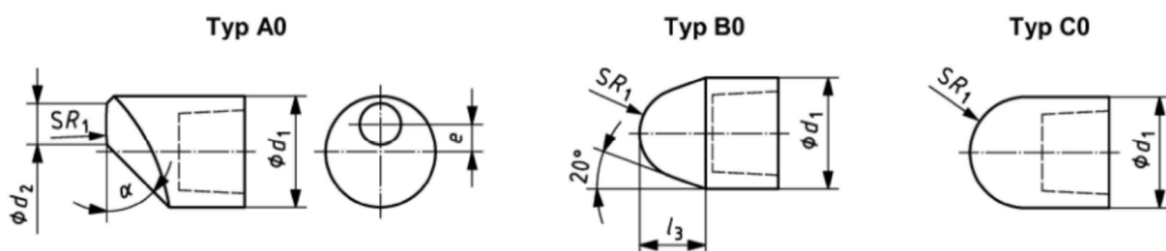


Abbildung 12: Elektrodenkappenformen [24]

Eine weitere geometrische Größe ist der Elektrodenkappendurchmesser. Der Durchmesser ist entsprechend der Schweißstromstärke zu wählen. Dabei findet die Kühlung und der Einfluss der Elektrodenkraft Berücksichtigung.

### 3.7 Diffusion

Der Begriff „Diffusion“ beschreibt die temperaturabhängigen, zufälligen Platzwechselmechanismen von Teilchen innerhalb eines Stoffes. Der Stoff ist die Summe einer Teilchenmenge. Diese besteht aus gleichen oder verschiedenen Arten von Atomen, Molekülen oder Ionen. Die Durchmischung von hoher zu niedriger Temperatur benötigt abhängig von der Temperatur, somit auch von dem Aggregatzustand, längere Zeit. Ein aus gleichen Teilchen bestehender Stoff unterliegt ebenfalls einer Selbstdiffusion. Äußerlich ist kein Massentransport festzustellen. Die Diffusion ist durch Konzentrationsmessung zeitabhängig quantifizierbar, sofern ein Körper aus zwei verschiedenen Teilchen besteht und diese nicht gleichverteilt sind. Nach dem 2. Hauptsatz der Thermodynamik strebt ein geschlossenes adiabates System maximale Entropie an, was der vollständigen Durchmischung eines Körpers aus verschiedenen Teilchen entspricht. Folglich führt der Konzentrationsunterschied zu einem Massentransport, welcher quantitativ durch das 1. Fick'sche Gesetz beschrieben wird:

$$j = -D \cdot \frac{dc}{dx} \quad (6)$$

$j$  = Diffusionsstromdichte       $dc/dx$  = Konzentrationsgefälle       $D$  = Diffusionskoeffizient

Mit Hilfe dieses Gesetzes lässt sich die Stoffmenge bestimmen, die senkrecht zur betrachteten Fläche transportiert wird.

$D$  bestimmt man nach der Beziehung:

$$D = D_0 \cdot \exp\left(-\frac{Q_A}{R \cdot T}\right) \quad (7)$$

$Q_A$  = Aktivierungsenergie

$R$  = Gaskonstante

$T$  = Temperatur

$D_0$  = Diffusionskonstante

$D_0$  ist ein Maß für die Schwingungsfrequenz der betrachteten Atome. Je höher die Frequenz, desto wahrscheinlicher ist ein Platzwechsel. Dabei begünstigt eine kleine Aktivierungsenergie oder eine größere Temperatur die Platzwechselwahrscheinlichkeit.

Für den Platzwechsel in Festkörpern existieren drei verschiedene Mechanismen die in Abbildung 13 [24] dargestellt sind:

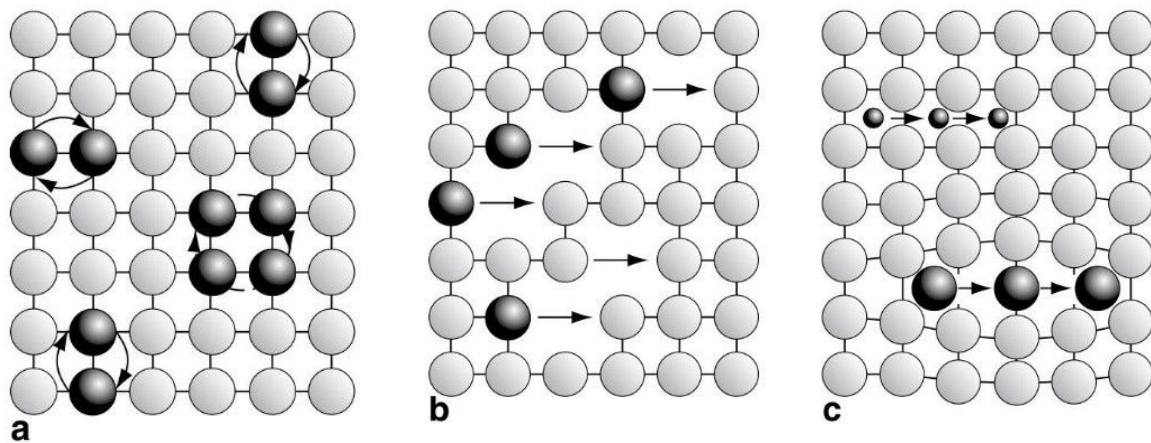


Abbildung 13: Platzmechanismen im Gitter, a direkter Platzwechsel, b Leerstellenmechanismus, c Zwischengittermechanismus [24]

Der erste Fall, in Abbildung 13a dargestellt, entspricht dem direkten Platzwechsel. Energetisch ist diese Möglichkeit die unwahrscheinlichste. Durch die natürlich vorkommenden Fehlstellen in einem Stoff, Abbildung 13b, ist der 2. Fall, ein Platzwechsel in eine Leerstelle energetisch wesentlich wahrscheinlicher. Durch Erhöhung der Temperatur nimmt zusätzlich die Anzahl der Leerstellen zu, was diesen Austausch weiter vereinfacht. Als letzter Fall, Abbildung 13c, ist der Zwischengittermechanismus zu nennen. Dabei muss zwischen arteigenen Atomen und artfremden Atomen unterschieden werden. Ein Platzwechsel der arteigenen Atome, also die Selbstdiffusion, ist nur bei erhöhten Temperaturen wahrscheinlich, wogegen Atome mit einem wesentlich geringeren Durchmesser auch in völlig fehlerfreie Gitter diffundieren können. Folglich diffundieren fremde Teilchen in einen Werkstoff bevorzugt an der Oberfläche bzw. an dem Korngrenzbereich, da an diesen Orten eine besonders hohe Leerstellendichte auftritt. Die Möglichkeit der Diffusion durch den Gitterverband ist wesentlich unwahrscheinlicher und an bestimmte vorher genannte Voraussetzungen gebunden.

Mit Hilfe des 1. Fick'schen Gesetzes lässt sich allein die Teilchenstromdichte in Abhängigkeit der Konzentrationsdifferenz an einem Ort bestimmen. Möchte man nun aber eine Aussage über den Zeitverlauf der Konzentration, unter gegebener Konzentrationsverteilung machen, bedarf es einer weiterführenden Betrachtung des 1. Fick'schen Gesetzes: In der Kontinuitätsgleichung (8), welche die Konzentrationsänderung eines Volumens durch die Änderung der hinzu- und abgeströmten Teilchenmenge beschreibt, wird der Teilchenstrom durch das 1. Fick'sche Gesetz substituiert.

$$\frac{dc(x,t)}{dt} = - \frac{dj(x)}{dx} \quad (8)$$

Auf diese Weise entsteht der gewünschte Zusammenhang, das 2. Fick'sche Gesetz:

$$\frac{\partial c}{\partial t} = D \cdot \frac{\partial^2 c}{\partial x^2} \quad (9)$$

Dieses Gesetz beschreibt die zeitliche Änderung der Konzentration einer Teilchenart, proportional zur zweiten Ableitung der Konzentration an dem Betrachtungspunkt  $x$ .

Ein relevanter Fall beim Schweißen ist das Eindiffundieren verschiedener Elemente in die Elektrodenkappenoberfläche. Hierfür ergibt sich für die Gleichung:

$$\frac{c_{x,t} - c_0}{c_s - c_0} = 1 - \Phi\left(\frac{x}{2\sqrt{Dt}}\right) \quad (10)$$

$c_{x,t}$  = Konzentration am Ort  $x$  zum Zeitpunkt  $t$

$c_0$  = Ausgangskonzentration

$c_s$  = maximale Löslichkeit bei betrachteter Temperatur

Bei der Funktion:

$$\Phi(u) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-\xi^2} d\xi \quad (11)$$

handelt es sich um das Gaußsche Fehlerintegral. Diese Funktion ist tabelliert und bedarf keiner eigenen Berechnung.

Abbildung 14 zeigt die Berechnung der Eindringtiefe möglicher Elemente in die Elektrodenkappen. Dabei wird vereinfacht angenommen: die Ausgangskonzentration der Fremdatome ist null und an der Oberfläche befindet sich eine unendliche Quelle. Die Berücksichtigung der Beeinflussung der Elemente untereinander ist nicht möglich. Die Temperatur entspricht ca. der Kappenoberfläche und der Betrachtungszeitraum erstreckt sich etwa über 3600 Schweißpunkte.

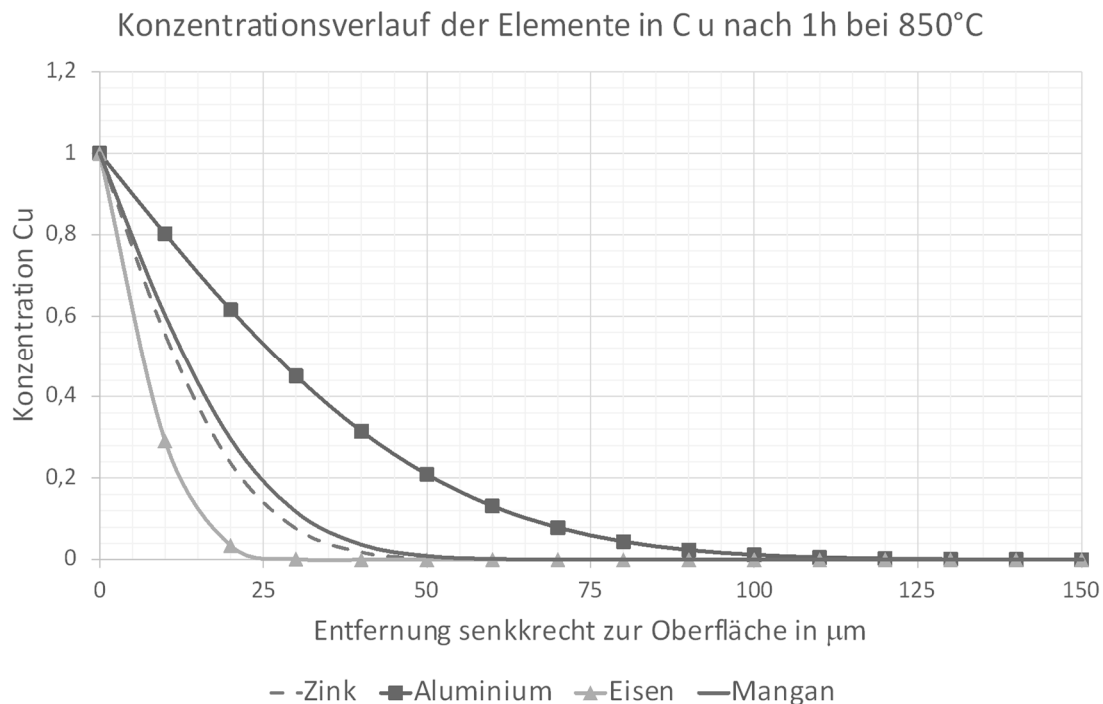


Abbildung 14 Diffusionstiefe verschiedener Elemente in Kupfer bei 850°C

Ein Rückschluss auf den Volumenanteil ist durch Multiplikation des relativen Wertes mit der maximalen Löslichkeit des jeweiligen Elementes (in Gew. % ca.: Fe 2,5, Al 8, Mn 20 und Zn 33) möglich.

Die Diffusionskoeffizienten bei 850°C in Kupfer werden wie folgt aus der Literatur angenommen: Zink  $3,98 \times 10^{-10} \text{ cm}^2/\text{sec}$ , Eisen  $1,25 \times 10^{-10} \text{ cm}^2/\text{sec}$  und Mangan  $5,1 \times 10^{-10} \text{ cm}^2/\text{sec}$  [25]. Für Aluminium existieren nur wenige Eintragungen in der Literatur und die hier gezeigten Werte werden mit  $2,2 \times 10^{-9} \text{ cm}^2/\text{sec}$  bei 850°C [26] bzw. mit  $2,6 \times 10^{-13} \text{ cm}^2/\text{sec}$  bei 500°C [27] angenommen. Die Temperatur hat bei der Diffusion einen so entscheidenden Einfluss, dass bei 500°C nach 1h Haltezeit, bei einer Eindringtiefe von  $3 \mu\text{m}$ , die Konzentration des Aluminiums bei 3% liegt. Dieser Wert ist so klein, dass er im oben gezeigten Diagramm als Kurvenverlauf nicht erkennbar wäre. Entsprechend ist eine ausreichende Kühlung der Elektroden wichtig. Din 14373 weist darauf hin, dass ein Kühlmittelstrom von 4l/min einzuhalten ist. Untersuchungen beim Schweißen von zinkbeschichteten Stählen zeigen, dass eine kontinuierliche Kühlung von mindesten 6l/min sinnvoll ist [28].

### 3.8 Schweißfehler

Din 6520-2 gibt eine Übersicht, der verschiedenen Fehler, die in der Schweißlinse auftreten können. Alle möglichen Fehler und ihr Erscheinungsort sind in Abbildung 15 abgebildet. Je nach Lage und Ausprägung der Fehlerart kategorisiert die Norm die Relevanz der Fehler.

So ist ein Riss im Zentrum der Schweißlinse nicht so relevant wie ein Riss, der in der Wärmeeinflusszone (WEZ) oder außerhalb des Elektrodeneindrucks liegt [29]. Bei

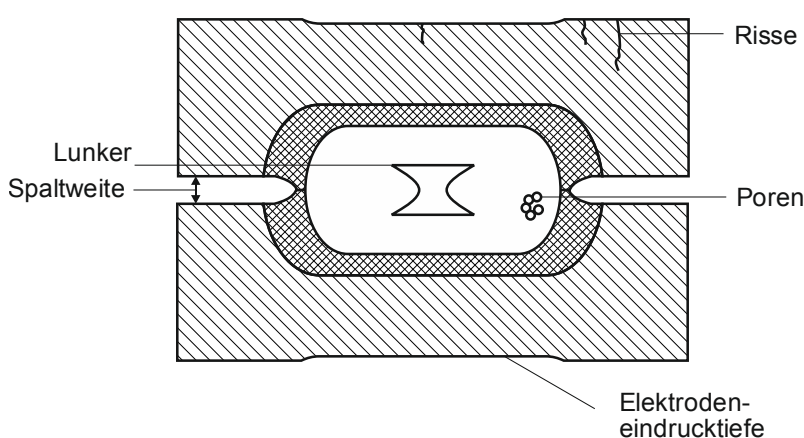


Abbildung 15 Verschiedene Fehlerarten in der Schweißlinse

Poren sind neben dem Erscheinungsort zusätzlich die Verteilung und deren gesamtes Volumen von Interesse. Je größer ihr Volumen, desto geringer der verbleibende, tragende Querschnitt. Wie beim Riss haben Poren im Randbereich der Schweißlinse einen grö-

ßeren Einfluss auf die Festigkeit der Verbindung als im Zentrum gelegene Poren [30]. Ein Hohlraum, der mittig in der Schweißlinse auftritt, keine Runde Gestalt hat und kein Gas enthält, ist Resultat thermischer Schwindung. Diesen Hohlraum bezeichnet man als Lunker, wogegen ein gasgefülltes Fehlvolumen als Pore definiert ist. Weitere Fehler, die innerhalb der Schweißlinse auftreten können, sind Einschlüsse der Beschichtung oder sind oxydische Reaktionsprodukte. Als äußerlicher Fehler ist ein zu tiefes Eintauchen der Elektrodenkappe erkennbar. Wenn die Elektrodenkappen schräg aufgesetzt werden, ist ein einseitiges Aufstülpen der Außenbleche möglich. Außerdem führen nicht geradlinig geführte Elektroden zu großen bzw. stark asymmetrischen Spaltweiten in der Verbindung. Ein weiterer Fehler ist der Spritzer, der entweder durch aus der Schweißlinse gedrückter Schmelze oder durch verdampfende Blechbeschichtung verursacht wird. Das flüssige Metall erstarrt in Form von Kugeln auf der Blechoberfläche. Die Wärme führt zur Oxydation der Zinkschicht, wodurch die Korrosionsgefahr an dieser Stelle erhöht ist. Zusätzlich erzeugt die unebene Oberfläche eine fehlerhafte Erscheinung in der Lackierung. Eine mangelhafte Lackierung erhöht die Korrosionsgefahr.

Bei einem Spritzer kann es auch zur sogenannten Fähnchenbildung kommen. Dabei ist das direkte Erstarren der Schmelze an der Elektrodenoberfläche gemeint, welche durch den Spritzer an selbige befördert wird. Diese Fähnchen sind ebenfalls inakzeptabel, da sie aus der Lackierung hervorstehen und die Korrosionsneigung verschlechtern würden.

### 3.9 Ermittlung von Schweißbereichsdiagrammen

Soweit nicht anders erwähnt wird die Ermittlung der Schweißbereichsdiagramme nach DIN 14327 durchgeführt [31]. Diese Norm gilt für beschichtete und unbeschichtete Stähle und darf für abweichende Werkstoffe übernommen werden. Der untere Schweißlinsendurchmesser wird somit nach Formel (12) berechnet.

$$d_{min} = 3 \cdot \sqrt{t} \quad (12)$$

Dabei bezeichnet  $d$  den Linsendurchmesser auf der jeweiligen Schnittebene zwischen den Blechen. Für  $t$  ist die minimale Blechdicke (in mm) der Fügepartner einzusetzen. Die obere Spritzergrenze wird entsprechend DIN 14327 definiert. Nach dem Fräsen der Kappen wird mit der minimalen Stromstärke von 3 kA die Schweißbereichsermittlung gestartet. Der Strom wird in 0,2 kA Schritten erhöht, solange bis 2-mal in Folge ein Spritzer auftritt. Ist dieses geschehen, wird der Strom in 0,1 kA Schritten gesenkt und der Stromwert repräsentiert die obere Spritzergrenze, wenn 3-mal in Folge kein Spritzer auftritt.

Für einen geringen Einfluss der Kühlwassertemperatur liegt die Einlasstemperatur der Punktschweißanlage bei 15-20°C bei einer Durchflussmenge von >12 l/min.

Der Durchmesser der Kappen beträgt 16mm und die der Arbeitsfläche 6mm. Weitere Abmaße der Elektrode entsprechen der Norm 5821 Form F1

#### 3.9.1 Meißelprüfung

Mit Hilfe der Meißelprüfung kann der Durchmesser der Schweißlinse auf einfache Art ermittelt werden. Sofern nicht explizit anders erwähnt, ist das das übliche Verfahren zur Analyse der Proben. Dabei wird sich nach den Vorgaben der DIN 10447 [32] gerichtet. Meißelprüfung bezeichnet das Auseinandertreiben zweier Probebleche, die zuvor verschweißt wurden, siehe Abbildung 16. Der Meißel besitzt mittig im Keil eine Aussparung mit einer Breite von 9 mm, um das Erscheinungsbild der ausgeknöpften Linse nicht zu beeinflussen, siehe Abbildung 16.



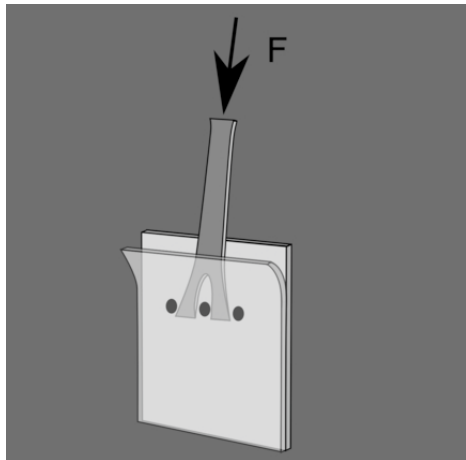


Abbildung 16: Meißelprüfung schematisch

Dabei entspricht der ausgeknöpfte Teil nicht dem Linsendurchmesser. Der Ausbruch tritt meist in der WEZ auf und erscheint somit etwas größer als die tatsächliche Linse. Außerdem kann es zur Fähnchenbildung, wie in Abbildung 17a dargestellt, kommen. Dabei wird neben der Schweißlinse, bei sehr duktilem Material, ein Stück Blech mit ausgeschält. Zusätzlich ist eine Einschnürung durch den Meißel wie in Abbildung 17b denkbar.

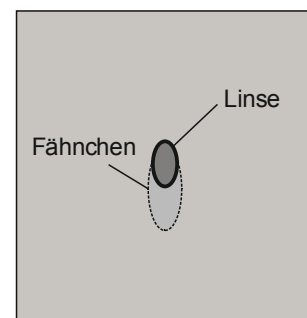
Sofern beim Ausknöpfen keine Fähnchenbildung auftritt, werden zwei Messungen ( $d_1$  und  $d_2$ ) in  $90^\circ$  zueinander angeordnet durchgeführt und der

mittlere Durchmesser  $d_w$  der Linse bestimmt:

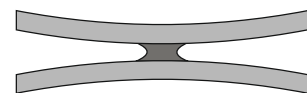
$$d_w = \frac{1}{2} \cdot (d_1 + d_2) \quad (13)$$

DIN 14329 [33] legt für das Punktschweißen die geometrischen Messgrößen und Brucharten fest (Scherzug-, Kopfzug-, Schäl-, Torsionsprüfung). Dabei wird zwischen den folgenden Brucharten beim Widerstandspunktschweißen unterschieden: Scherbruch, Mischbruch, Butzen und Ausknöpfbruch. Eine Übersicht der verschiedenen Brucharten gibt Abbildung 95, Seite 123, die geometrischen Größen werden in Abbildung 94 Seite 122 im Anhang definiert.

Bei der Mischverbindung zwischen austenitischen und ferritischen Stahlsorten wird neben einem kleineren Schweißbereich von einer eigenen Versagensform bei der Meißelprüfung berichtet. Die sich durch die Gefügestruktur unterscheidenden Konfigurationen des Stahls sind im Schliffbild der Linse klar zu unterscheiden. Die austenitische Linse taucht in den ferritischen Werkstoff ein. Genau an der Grenze beider Werkstoffe kommt es zum Auftrennen der Schweißung und wird als Dickenbruch bezeichnet. Scher-, Kopf und Schlagscherfestigkeit sind beim Auftreten dieses Dickenbruchs reduziert. Ein Nachwärmen zeigte keinen Einfluss auf dieses Bruchverhalten [34].



a)



b)

Abbildung 17: Butzen

a: Fähnchenbildung,  
b: Einschnürung

### 3.10 Verschiedene Aspekte der Linsenbeeinflussung

Der Begriff Schweißlinse bezeichnet den aufgeschmolzenen und wieder erstarrten Teil einer Widerstandspunktschweißung. Eine Schweißlinse ist die tragende Verbindungszone zwischen den Fügepartnern. In Abbildung 18 wird die Schweißlinse beispielhaft dargestellt und ist als brauner, rechteckiger Teil im Zentrum des Bildes zu erkennen. Dabei erstreckt sich ihre Ausbildung über alle drei Bleche, inklusive dem dünnen, oberen Blech. DIN 14373 beschreibt die Anforderungen an die Schweißlinse bezüglich der Größe und Lage. Neben dem minimalen Linsendurchmesser (3.9.1)

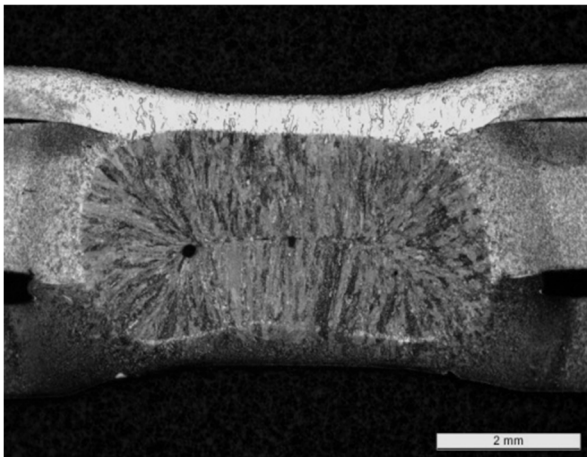


Abbildung 18 Beispiel einer Schweißlinse

muss die Linse zu mindestens 20%, bezogen auf die lokale Blechdicke, in jedes Blech der Verbindung eintauchen [35]. In Abbildung 18 beträgt die Dicke des dünnen Außenblechs 0,7mm. Folglich muss die Linse in selbiges mindestens 0,14mm eintauchen. Dieses Eintauchen der Schweißlinse wird im Folgenden als (geforderte) „Aufmischung“ bezeichnet.

Für den Entstehungsort der Schweißlinse gilt, dass an diesem Ort die Summe aus Wärmeentstehung und –abführung maximal ist. Bezüglich der Wärmeleitung gelten folgende Bedingungen in der Fügeebene:

- Die 3-dimensionale Wärmeleitung nähert sich von Blechmitte in Richtung Blechoberfläche einer 2-dimensionalen Wärmeleitung an.
- Entsprechend des Temperaturverlaufs, siehe Abbildung 4, Seite 7, steigt der Temperaturgradient je näher ein Punkt an der Elektrode liegt. Dabei steigt die abgeführte Wärmemenge am Punkt an.

Bezüglich der Widerstände können folgende Thesen aufgestellt werden:

- Kontaktwiderstände existieren nur an Schnittflächen und verschwinden mit Aufschmelzen der Berührflächen. Kontaktwiderstände sind wesentlich größer als die Stoffwiderstände.
- Stoffwiderstände sind materialabhängig und steigen mit zunehmender Temperatur.

Zusammengefasst bedeutet dies für eine einschnittige Verbindung, bestehend aus einer gleichen Blechpaarung, dass die Linse exakt mittig entstehen wird.

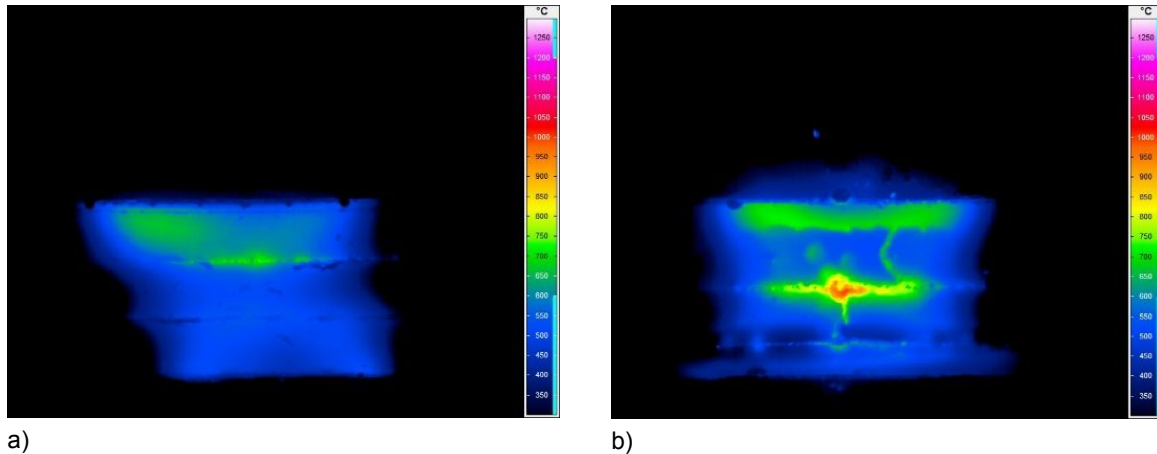


Abbildung 19 Linsenausbildung in einer mehrschnittigen Verbindung

Komplizierter verhält es sich bei mehrschnittigen Verbindungen. In dem einfachen Fall alle Bleche bestehen aus demselben Werkstoff, wird das Linsenwachstum zwischen den beiden dickeren Blechen starten. Unkritisch sind somit Verbindungen mit einem Blechdickenverhältnis 2:1:2 und vergleichbare. Kritisch sind Verbindungen 2:1:<1. Da hier keine symmetrische Verbindung vorliegt, schmilzt die Berührfläche 2:1 als erstes auf. Sobald Schmelze entstanden ist, ist der elektrische Widerstand an diesem Ort deutlich größer, sodass sich kein zweiter Linsenstartpunkt ausbilden wird. Dies kann mit Abbildung 19a belegt werden, wo die größte Wärme zwischen dem 1. und 2. Blech entsteht. Zwischen dem 2. und 3. Blech ist selbst nach der Linsenentstehung keine Temperaturerhöhung zu erkennen, siehe Abbildung 19b.

Unter Berücksichtigung der Bedingung, eine Mindestaufmischung von 20% in dem dünneren Blech zu erreichen, muss die Schweißzeit und die Stromstärke so gewählt werden, dass die Linse in das dünnere Blech einwächst. Abhängig vom Material gelten Grenzen für das Blechdickenverhältnis einer Verbindung. Unter der Zielstellung möglichst leichte Karosserien zu fertigen, ist es wünschenswert dieses Verhältnis zu maximieren, um nicht aufgrund der Schweißbarkeit unnötig dicke Bleche verwenden zu müssen.

Die folgenden Kapitel geben einen Überblick wie das Linsenwachstum beeinflusst werden kann.

### 3.10.1 Einfluss der Stromart auf die Linsenausbildung

Vor der Einführung günstiger Invertertechnik war es üblich mit Wechselstrom zu schweißen. Entsprechend wurde der Einfluss der Stromart auf die Linsenausbildung

ausführlich untersucht. Wechselstrom erzeugt gegenüber dem Gleichstrom ein langsames, großflächigeres Linsenwachstum. Bei Gleichstrom entsteht die Linse bei kürzeren Schweißzeiten und wächst zugleich tiefer in die Bleche ein. Mit zunehmender Blechdicke (1-2 mm DC01) ist der Effekt stärker zu beobachten [36].

Noch eindeutiger tritt dieser Effekt bei Chrom-Nickel-Stählen auf (1.4301 und 1.4571). Durch die schlechte Wärmeleitung des Materials bilden sich grundsätzlich Lunker im Linsenzentrum. Dagegen wird bei Wechselstromschweißungen eine lunkerfreie, große, flache Linse erzeugt, unabhängig von den gewählten Blechdicken.

Die Linsenausbildung ist asymmetrisch in Richtung der positiven Elektrode, was verstärkt bei Aluminiumschweißungen auftritt. Ursächlich hierfür ist der Peletiereffekt [36].

Interessante Bilder erhält man zum Linsenwachstum bei einer asymmetrischen 3-Blechverbindung aus Aluminium bei ansteigender Schweißzeit, siehe Abbildung 20 [37].

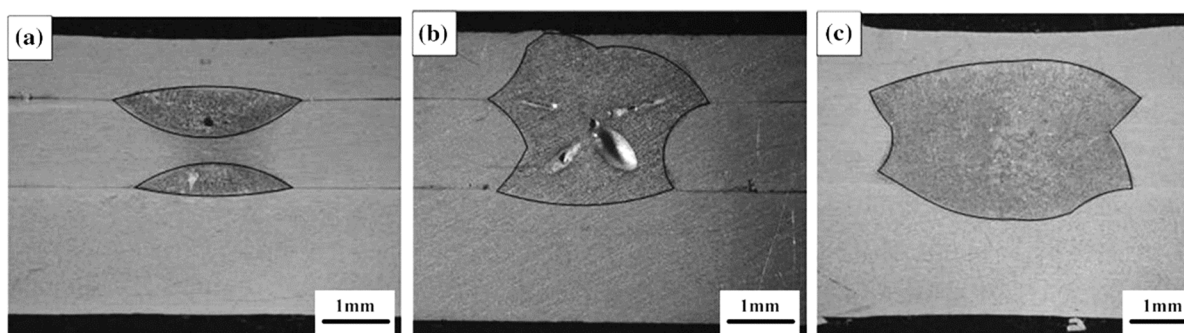


Abbildung 20: Asymmetrisches Linsenwachstum einer 3-schnittigen Aluminiumverbindung [37]

Direkt zu Beginn einer Schweißung entstehen zwei Schweißlinsen, die dann über die Schweißzeit zu einer großen Linse heranwachsen. Das Wachstum der Linse ist in Richtung der Anode begünstigt. Diese Asymmetrie der Schweißlinse ist ebenfalls mit dem Peletiereffekt zu erklären und tritt bei Stahlschweißungen nicht in dieser Intensität auf. Das eigenförmige Linsenwachstum kann im Halbschnitt mit einer Hochgeschwindigkeitskamera festgehalten werden [38]. Folglich ist das Schweißen von Aluminium mit Hilfe von Wechselstrom empfehlenswert, um ein einseitiges Ausbilden der Linse zu vermeiden [39]. Ursache des Peletiereffektes ist die Potentialdifferenz zwischen Aluminium und Kupfer [36].

Um das Blechdickenverhältnis einer mehrschnittigen Verbindung weiter zu vergrößern, ist eine denkbare Methode, das stufenweise Verschweißen der Fügepartner.

Ähnlich wie beim einseitigen Schweißen, wird der Stromfluss zwischen der Elektrodenkappe und einer vom Schweißort entfernten Kontaktierung hergestellt. Hat man beispielsweise die Aufgabe, 3 Bleche zu verschweißen, so würden die Bleche im ersten Schritt mit einer Punktschweißzange fixiert. Abweichend von einer einstufigen Schweißung, würde das mittlere Blech, an einem zusätzlichen Ort, mit dem Sekundärkreis der Anlage kontaktiert. Die Schweißung erfolgt nun stufenweise. Zuerst wird der Stromkreis zwischen Elektrode, Blech 1 und dem mittleren Blech hergestellt, wodurch die Linsenausbildung ausschließlich zwischen diesen Blechen erfolgt. Im zweiten Schritt wird der Strom durch das gesamte Blechpaket über beide Elektroden geführt. Nun erfolgt das Verschweißen des 2. mit dem 3. Blech. Dieses Prinzip ist auch für n-lagige Blechkombinationen denkbar. Durch die selektive Einkopplung des Schweißstroms hat das bekannte, maximale Blechdickenverhältnis keine Gültigkeit mehr. Entsprechend dieser Idee wurde das TIM TWIN SPOT Verfahren entwickelt [40].

Die gezielte Beeinflussung des Linsenwachstums durch ein äußerlich gesteuertes Magnetfeld, ist ebenfalls denkbar. Nachweisliche Effekte treten erst bei Schweißzeiten von über 400 ms auf. Bekanntlich übersteigen übliche Schweißzeiten von Aluminium 200 ms nicht. Entsprechend sind die Ergebnisse für die Praxis irrelevant [41].

Für den Einfluss der Stromart ist festzuhalten, dass die Stromflussrichtung mit Wechsel von Stahl- auf Aluminiumschweißungen einen stärkeren Einfluss auf die Linsenausbildung hat. Generell ist eine Vorzugsrichtung der Schweißlinse in Richtung der Anode festzustellen, was bei Schweißbereichsuntersuchungen stark asymmetrischer Verbindungen bedacht werden muss.

### 3.10.2 Schweißzeit und Stromstärke

Für das Linsenwachstum ist eine gewisse Schweißzeit und Stromstärke notwendig, um eine Linse auszubilden [42 bis 44]. Andernfalls kommt es lediglich zur Aufschmelzung der Beschichtung oder die Wärme wird komplett abgeleitet.

Zur Schweißzeit ist dem Merkblatt 2902 des Deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren (DVS) folgendes zu entnehmen:

„Das Kurzzeitschweißen hat als Vorteil geringen Verzug und kleine Elektroden-eindrucktiefen. Außerdem lassen sich hiermit die kürzesten Taktzeiten realisieren. Nachteilig ist die größere Neigung zur Spritzerbildung und die Höhe der erforderlichen Anschlussleistung. Bei Langzeitschweißungen tritt größerer Verzug auf, die

Elektrodeneindrücke sind tiefer und die Elektrodenstandmengen sind in der Regel kleiner.“ [5, S. 8]

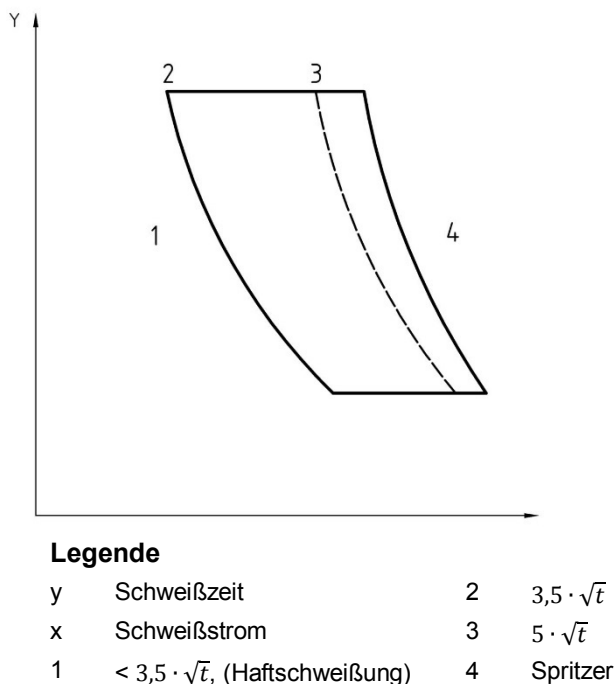
Generell folgt aus einem höheren Schweißstrom eine größere Linse [45]. Je größer der Linsendurchmesser, desto größer ist der Querschnitt der tragenden Verbindung, folglich auch die Scherzugfestigkeit [42 bis 44, 46]. Aus einem vergrößerten Linsendurchmesser folgt eine verkleinerte, noch feste Ringfläche, die der Elektrodenkraft während des Schweißprozesses entgegen wirkt. Die Konsequenz ist der größere Elektrodeneindruck [47 bis 49]. Diese grundsätzlichen Beziehungen sind unabhängig vom Material und der Blechanzahl. Die Schweißlinse erzielt ihren maximalen Durchmesser mit Erreichen des Arbeitsflächendurchmessers der Elektrodenkappen. Eine weitere Erhöhung des Schweißstroms, bedeutet eine Zunahme der Wahrscheinlichkeit zur Spritzerbildung. Bestenfalls schweißt man unterhalb der Spritzergrenze, um maximale Standmengen der Elektrodenkappen zu erhalten [50]. Außerdem werden durch das unkontrollierte Austreten der Schmelze Anforderungen wie die Aufmischung oder die maximale Eindringtiefe der Kappe in das Blech schneller verfehlt. Die Festigkeit der Schweißlinse ist mit dem messen der Scherzugkraft zu bestimmen; sie ist unterhalb der Spritzergrenze maximal [51].

Erhöhter Schweißstrom und erhöhte Schweißzeit bedeuten zugleich eine größere Wärmeeinbringung, wodurch die Wärmeeinflusszone (WEZ) [52 bis 55] vergrößert wird. Materialabhängig bedeutet dies eine Aufhärtung oder Erweichung des Werkstoffs nahe der Schweißlinse. Je größer die WEZ ist, desto ungünstiger sind die Festigkeitseigenschaften einer Verbindung, entsprechend gilt es diesen Bereich, somit die Schweißzeit so klein wie möglich zu halten.

Aus diesem Grund zeigen Proben, die durch Kaltverformung ihre Festigkeit erhalten, bei Punktschweißungen ihre maximale Scherzugfestigkeit im unteren Bereich der Schweißzeit [49].

Zu kurz gewählte Schweißzeiten können Teile der Beschichtung (Zink) als Einschlüsse in der Schweißlinse umschließen. Diese können ähnlich einer Pore als Ris-sinitiator fungieren. Längere Schweißzeiten oder höhere Elektrodenkraft reduzieren die Wahrscheinlichkeit von Lunkern [56].

Bei Betrachtung eines Schweißbereichsdiagramms wird ein weiterer Einfluss der längeren Schweißzeit ersichtlich: Je länger die Schweißzeit ist, desto größer ist der Schweißbereich. Ein größerer Schweißbereich reduziert die Fehlerhäufigkeit in der Produktion [46, 57].



Abbildungung 21: Das Schweißbereichsdiagramm unter konstanter Kraft [31]

Zusammenfassend ist also eine minimale Schweißzeit erstrebenswert, die aber gleichzeitig eine ausreichende Prozessstabilität gewährleisten muss. Ist eine maximale Festigkeit der Verbindung gefordert, so erzielt man beste Ergebnisse unterhalb der Spritzergrenze. Dies geht wiederum zu Lasten der Standmenge aufgrund erhöhter Wärmebelastung der Elektrodenkappen. Gelten erhöhte Ansprüche an die Eindringtiefe der Elektroden in die Blechoberfläche, kann dem mit geringerer Stromstärke entsprochen werden.

### 3.10.3 Elektrodenkraft

Mit der Elektrodenkraft wird direkt Einfluss auf die Kontaktwiderstände genommen. Je höher die gewählte Kraft, desto kleiner werden die Kontaktwiderstände und somit die generierte Wärme aus dem Schweißstrom [52]. Schweißstrom und –zeit besitzen im Bezug auf einen wachsenden Linsendurchmesser einen positiven, die Kraft dagegen einen negativen Korrelationswert [58].

Durch den verringerten Kontaktwiderstand steigt die Menge der abgeführten Wärme. Folglich erhöht sich mit der Elektrodenkraft die abgeführte Wärmemenge, wodurch man eine Vergrößerung des Schweißbereichs erzeugen kann [59 bis 61]. Die aufgrund der geringeren Wärmeentwicklung zu erwartende größere Standmenge der Kappen konnte nicht nachgewiesen werden. Im Gegenteil, mit zu stark erhöhter Elektrodenkraft ist eine Verringerung der Standmenge zu verzeichnen. Extensiver Schweißdruck hat wiederum negativen Einfluss auf die maximale Energieaufnahme im Scherzugversuch [54]. Entsprechend kann bei Werkstoffkombinationen, die zum Spröbruch im Scherfestigkeitsversuch neigen, durch eine geringere Kraft und angemessen lange Schweißzeiten ein duktiler Ausknöpfen erreicht werden [62]. Eine Erhöhung der Kraft kann zum Zudrücken möglicher Schwindungslunker in der Abkühlphase genutzt werden [51]. Außerdem verringert sie die Spritzerhäufigkeit.

Durch höheren Krafteinsatz können Heißrisse beim Verschweißen von TWIP-Stählen vermieden werden [30]. Größere Eindringtiefen oder standmengenreduzierende Einflüsse werden beim Verschweißen dieses Werkstoffes nicht belegt.

Während des Schweißens selbst, ist ein Kraftanstieg zu verzeichnen [63]. Zurückzuführen ist dies auf die Wärmeausdehnung der stromführenden Zangenbauteile und die Volumenvergrößerung der Schweißlinse. Die Kraftzunahme korreliert positiv mit den folgenden Einflussgrößen: Steifigkeit der Anlage, Masse der bewegten Maschinenteile sowie ihrer inneren Reibung.

Zusammenfassend gilt für die Elektrodenkraft: Die Elektrodenkraft ist so hoch wie nötig aber so gering wie möglich zu wählen. Es muss bedacht werden, dass bei hohen Zangenkräften, zwecks notwendiger Steifigkeit, das Zangengewicht zusätzlich ansteigt. Der zugehörige Roboter müsste dann ebenfalls stärker ausgelegt werden. Sofern kein ausreichender Schweißbereich vorliegt oder Lunker in der Verbindung zugeedrückt werden müssen, ist eine Krafterhöhung unausweichlich.

### 3.10.4 Impulsschweißung

Unter Impulsschweißung wird in dieser Arbeit eine Unterbrechung des Stromflusses während der Fertigstellung eines Schweißpunktes verstanden. Dabei ist die Pausenzeit zwischen den Stromzeiten variabel, genauso wie die Dauer jeder Stromzeit, die im Folgend Impulsdauer genannt wird.

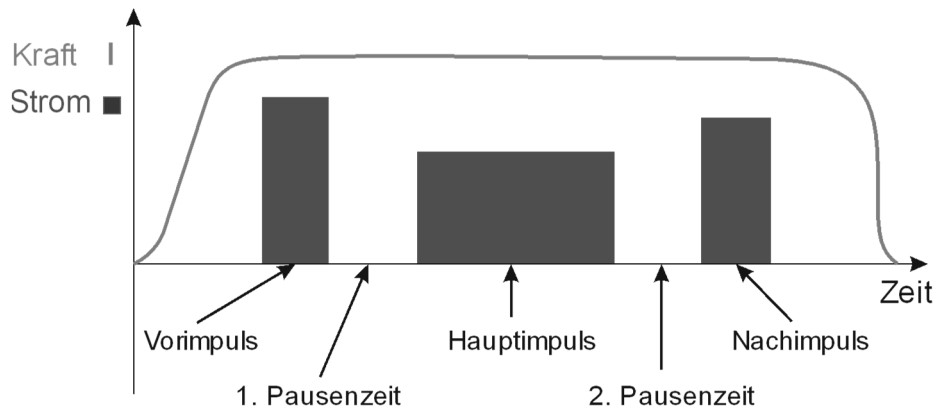
Denkbar sind unendlich viele Variationen, die sich in der Anzahl der Impulse, den verschiedenen Pausenzeiten und den jeweils gewählten Stromstärken unterscheiden. Durch industrielle Erfahrung und damit vom Hersteller vorgegeben, wird die Variationsvielfalt auf drei Impulse reduziert. Selbstverständlich ist es möglich nur mit einem Impuls zu schweißen.

Ein möglicher Verlauf ist in Abbildung 22 zu sehen. Dabei sind die Impulse mit verschiedenen Bezeichnungen versehen. Für die folgenden Ausführungen bezeichnet der Hauptimpuls den Impuls mit der längsten Schweißzeit. Impulse kürzerer Schweißzeit, die vor dem Hauptimpuls angeordnet sind, werden als Vorimpuls, Impulse die nach dem Hauptimpuls liegen als Nachimpuls deklariert. Bei 3 Impulsen sind somit maximal 2 Vor- oder 2 Nachimpulse denkbar.

Mit Verwendung servomotorischer Schweißzangen kann die Elektrodenkraft innerhalb von 10ms bereitgestellt werden. Dies bedeutet, dass bei Schweißzeiten, die üblicherweise größer als 100 ms und bis zu 1 s betragen, auch mit variabler Kraft geschweißt werden kann.



Bezüglich Impulsschweißungen findet man in DIN 16432 [2], sowie DVS 2902-1 und -2 [3, 4] keine Erwähnung. Lediglich in DVS 2902-4 [5] werden Impulsschweißungen genannt. Dort wird keine explizite Anleitung zur konkreten Anwendung gegeben. In DVS 2920 [6] wird vermerkt: „Inwieweit durch Schweißen mit Stromanstieg oder durch Mehrimpulsschweißen Vorteile zu erzielen sind, ist noch nicht eindeutig geklärt.“



Nach DVS 2910 können Impulsschweißungen aber bei einer Blechdicke von 1,5mm sogar von Vorteil sein [7, 8].

Abbildung 22 Prinzipiell möglicher Stromverlauf einer Punktschweißung

In der Literatur findet der Nachimpuls häufiger Erwähnung. Dieser dient der Nachwärmung der Schweißlinse. Beim SAPH440 (hochfester, warmgewalzter Automobilstahl zum Kaltumformen, japanische Norm) wird hierdurch der Martensitanteil in der Schweißlinse reduziert, wodurch sich die Neigung zum Scherbruch verringert [64, 65]. Ein reduzierter Martensitanteil bedeutet eine geringere Härte der Schweißlinse [59, 61]. Bei einem martensitischen Werkstoff wie 22MnB5 liegt die Härte der WEZ grundsätzlich unter der Härte der Schweißlinse und des Grundwerkstoffs. Hier kann mit den Vor- bzw. Nachimpulsen nur auf die Ausbildung und den Härteverlauf der WEZ Einfluss genommen werden. Es zeigt sich, dass durch Verwendung eines Vor- und, oder eines Nachwärmimpulses die Scherzugfestigkeit leicht erhöht werden kann [66].

Mit zusätzlichem Vor- und Nachwärmen wird die Festigkeit der Punktschweißung von TRIP-Stählen deutlich verbessert [67]. Ohne Vor- bzw. Nachimpuls neigt das schmelzflüssige Material zwischen die Bleche zu fließen, ohne dass man die Symptome eines Spritzers feststellen kann. Mit den zusätzlichen Impulsen wird die Neigung zum Scherbruch reduziert, was durch die Gestaltänderung der Schweißlinse erklärt wird.

Beim Schweißen der Magnesiumlegierung AZ80 wird der Nachimpuls ebenfalls zur Gefügeeinstellung genutzt. Das sich zur Ausbildung neigende Netzwerk aus  $\beta$ -Mg<sub>17</sub>Al<sub>12</sub>-Partikeln im Bereich der WEZ kann so zerstört werden [68]. Nachweislich

wird die Festigkeit im Scherzugversuch um 36% erhöht und der Ausknöpfbuch wandelt sich zu einem Bruch im Grundwerkstoff.

Festzuhalten ist, dass der Begriff Impulsschweißung in der Literatur genannt wird, es jedoch keine allgemein gültige Anleitung zur Verwendung gibt. Häufigster veröffentlichter Anwendungsfall ist der Nachwärmimpuls, also ein Nachimpuls mit geringerer Stromstärke als der Hauptimpuls. Mit diesem kann sowohl Einfluss auf die Gefügestruktur der Schweißlinse als auch auf die WEZ genommen werden.

### 3.10.5 Strom-Kraft-Programme

Entsprechend Abbildung 22 können mit Hilfe einer servomotorischen Punktschweißzange, neben der Verwendung verschiedener Impulse, zusätzlich verschiedene Kräfte den jeweiligen Impulsen zugeordnet werden. Im Bezug auf die verbesserte Schweißleistung asymmetrische Mehrblechverbindungen ist der Einsatz geringerer Kraft im Vorimpuls gegenüber dem Hauptimpuls denkbar. Hiermit würden die Kontaktwiderstände maximiert, bei gleichzeitig minimaler Wärmeableitung. Folglich ist die Wärmeentwicklung zwischen den Blechen größer und es ist eine Linsenentwicklung bereits bei geringeren Schweißströmen zu erwarten. Mit Hilfe der geringen Kraft im Vorimpuls wird so der Schweißbereich einer asymmetrischen Verbindung vergrößert [69]. Ein ähnlicher Ansatz ist die Verwendung eines Kraftvorimpulses zur Deformation des dünnen Außenblechs [70]. Es ist anzunehmen, dass die Verformung die Kontaktwiderstände vergrößert und zusätzlich der Nebenschluss minimiert wird. Die Kontaktbedingungen werden schließlich so verändert, dass die Schweißlinse verstärkt in das dünne Außenblech einwächst und das Blechdickenverhältnis erfolgreich vergrößert wird.

Beim Schweißen von Aluminium wird die Kraftvariation in anderer Form genutzt. Hier ist es von Interesse die hohen Kontaktwiderstände zu Beginn durch eine hohe Kraft zu reduzieren bzw. die Oxidschicht des Aluminiums durch Verformung partiell aufzubrechen. Sobald der Stromfluss mit Linsenbildung eingesetzt hat, ist die hohe Kraft hinderlich für das Wachstum der Schmelze. Folglich wird in der zweiten Phase die Kraft reduziert und die Wärmeentwicklung verbessert. In der letzten Abkühlphase wird der Druck erneut erhöht, um Lunkern aufgrund hoher Volumenschwindung und der Rissbildung entgegen zu wirken. Diese Kraftvariationen während des Schweißens und sorgen unabhängig ihrer Ausprägung grundsätzlich für eine verbesserte Scherzugfestigkeit des AL 5052 [71].

Zusammenfassend sind die positiven Einsatzmöglichkeiten einer Kraftvariation während des Schweißprozesses festzuhalten: Sowohl eine Vergrößerung des Schweißbereichs als auch eine Erhöhung der Scherzugfestigkeit sind zu erzielen. Die seltene Verwendung dieser Parametervariante ist bedingt durch die teure Anlagentechnik.

### 3.10.6 Elektrodengeometrie

Es existiert eine Vielzahl verschiedener Elektrodengeometrien. Ursächlich dafür ist, dass mit der jeweiligen Gestalt der Elektrode die Zugänglichkeit zum Schweißort verbessert werden kann. Durch große Kontaktflächen lässt sich die Eindringtiefe minimieren. Gelten erhöhte visuelle Ansprüche, z.B. im sichtbaren Bereich einer Fahrzeugkarosserie, kann durch die Wahl einer großen Elektrodenarbeitsfläche ein ebener Schweißpunkt erzeugt werden. Gibt es kein Anspruchs an die Eindringtiefe, kann durch ungleich geformte Elektrodenkontaktflächen gezielt die Ausbildung der Schweißlinse beeinflusst werden.

Über die Größe der Kontaktfläche, siehe Abbildung 23, wird die Flächenpressung und die Stromdichte an der Berührfläche der Elektrodenkappe bestimmt. Eine große

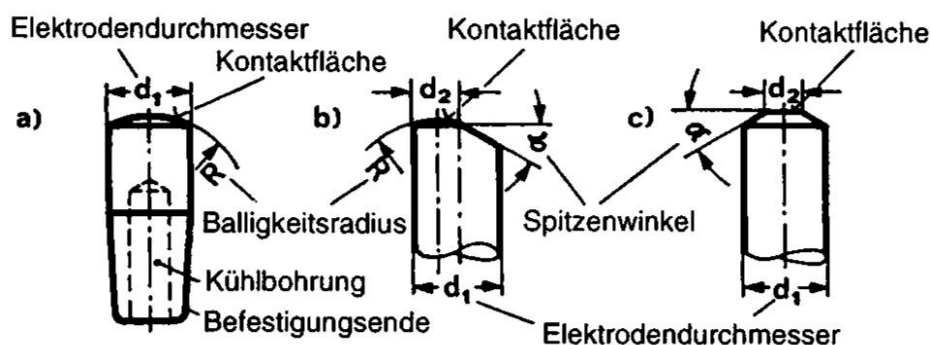


Abbildung 23: Punktschweißelektroden-Benennung [72]

Flächenpressung hat einen tiefen Elektrodenkappeneindruck in der Blechoberfläche zur Folge. Es ist möglich mit flachen Elektrodenkappen

den sichtbaren Eindruck nahezu zu vermeiden. Aus einer großen Stromdichte folgt eine größere Wärmebelastung der Elektrodenkappenspitze. Die Folge sind eine erhöhte Diffusionsneigung und eine schnellere Vergrößerung der Elektrodenkappenspitze [72]. Entsprechend ist, sofern eine Fräsung der Kappen nicht gewünscht wird, eine Stromanpassung zur Einhaltung der Schweißlinsengröße notwendig. Eine Vorhersage für eine Stromanpassung über die Standmenge, aufgrund der sich ändernden Elektrodenkappengeometrie, ist derweil noch nicht möglich [73]. Die durch die variable dicke Zinkbeschichtung unterschiedlich große Kontaktfläche aus geschmolzenem und verdrängtem Zink hat wiederum keinen Einfluss auf die sich maximal ausbildende Schweißlinsengröße [74]. Bezüglich der Gestalt der Schweißlinse gilt

generell, dass die maximale Schweißlinsengröße mit zunehmendem Kappendurchmesser steigt [21]. Grund ist, dass sobald die Schweißlinse die Außengrenze der Kappenflächen erreicht, die Kappen keinen ausreichenden Gegendruck mehr erhalten und sie in das Werkstück eintauchen. Die Folge ist ein Spritzer und die Schweißung gilt als ungenügend. Kleinere Kontaktflächendurchmesser erzeugen bereits bei kleineren Strommengen eine Schweißlinse. Ursache ist die geringere Wärmeableitung bei gleichzeitig erhöhter Stromdichte. Folglich kann durch Nutzung verschieden großer Kontaktflächen eine Linsenverschiebung in Richtung der kleineren Elektrodenkappe induziert werden [69, 75, 76].

Die zumeist ballige Ausführung, siehe Kapitel 3.6, der Elektrodenkappenspitze ermöglicht, bei nicht exakt zentrisch fluchtenden Elektrodenachsen, einen punktförmigen, reproduzierbaren Kontakt. Ein variabler Kontaktpunkt kann durch ein zentrisches Bohrloch in der Elektrodenkappe simuliert werden. Hierdurch wird eine Vergrößerung der Kontaktfläche bzw. des Kontaktkreises erzeugt, siehe Abbildung 24. Ab einem Bohrungsdurchmesser von 5mm führt dies zu einer ungenügenden Schweißlinsenausbildung bei Al 5182 [77]. Werden die Anzahl und die Lage der Bohrungen in den Elektrodenkappen zueinander variiert, zeigt sich, dass eine Verlagerung des Stromflusses vom Zentrum in die Randbereiche der Elektrode den Schweißpunktdurchmesser verringert. Sofern die Arbeitsflächen der Elektroden nicht zentriert zueinander aufsetzen, hat dies asymmetrische und kleinere Linsendurchmesser zur Folge.

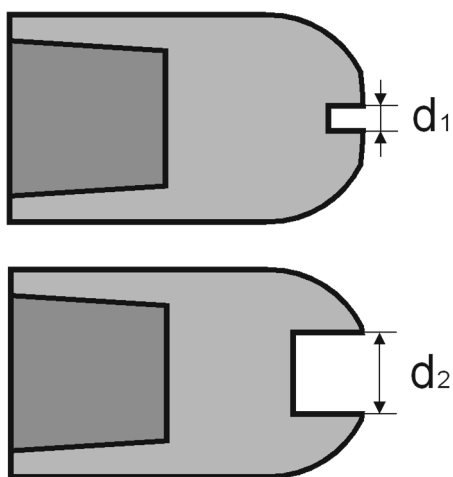


Abbildung 24: Kontaktkreis der Elektrode durch zentrische Bohrung

Bohrungen, die in den Elektrodenkappen zur Berührfläche asymmetrisch angeordnet sind, minimieren den Schweißlinsendurchmesser [78]. Gerade beim Schweißen von Aluminium kommt es zu großen Geometrieänderungen der Kontaktfläche. Die konkrete Berührfläche der Elektrodenkappen kann mit Hilfe eines Durchschlags durch Kohlepapier abgebildet werden. Als messbare Größen werden die Fläche, die Verteilung der Kontaktfläche und die Exzentrizität des Kontaktflächenmittelpunktes ermittelt. Diese Kennwerte werden be-

züglich der Kappenstandmenge mit der zugehörigen Scherzugfestigkeit auf Korrelation analysiert. Die Gesamtfläche als auch die Verteilung der Kontaktfläche zeigen eine positive Korrelation gegenüber abfallender Scherzugfestigkeit [79].

In Anlehnung an den Spitzenwinkel  $\alpha$  (siehe Abbildung 23), ist mit kleineren Radien, neben dem größeren Elektrodenkappeneindruck, eine verringerte Standmenge der Elektrodenkappen zu erwarten. Die Reduktion des Kegelwinkels der Elektrodenkappen von 60 auf 15° hat eine gleichmäßigere Stromdichteverteilung und eine vergrößerte Schmelzbadbewegung in der Schweißlinse zur Folge [80]. Geringe Elektrodenwinkel erhöhen somit die Abkühlgeschwindigkeit, was zu einer geringeren Elektrodenspitzentemperatur führt und somit theoretisch zu größeren Standmengen. Nachteilig sind der höhere Materialabtrag beim Fräsen und die höhere Stromstärke für die Erzielung gleicher Linsendurchmesser.

Es wird deutlich: Mit der Größe der Arbeitsfläche wird der Schweißlinsendurchmesser festgelegt, wobei größere Elektrodenflächen größere Standmengen bedeuten. Außerdem kann durch die Geometrie der Kappen die Intensität des Eindrucks, als auch die Lage der Linse beeinflusst werden.

### 3.10.7 Elektrodenkappenwerkstoffe

Die Elektrodenkappen können neben ihrer Geometrie mit Hilfe ihres spezifischen Widerstandes und mit ihrer Oberflächenrauigkeit Einfluss auf die Linsenausbildung nehmen. Man beachte an dieser Stelle, dass zwischen dem spezifischen elektrischen Widerstand und dem Wärmeleitungskoeffizienten ein proportionaler Zusammenhang besteht. Unabhängig von der Warmhärte, von der Anlassbeständigkeit, von der Erweichungstemperatur und von der Anlegierungsneigung eines Elektrodenkappenwerkstoffs muss ein Minimum an elektrischer und thermischer Leitfähigkeit gegeben sein. Ist die thermische bzw. elektrische Leitfähigkeit zu gering, kommt es zur Spritzerbildung zwischen Kappe und Blech, oder bei weiterer Abnahme, zu Anschweißungen der Kappe selbst auf dem Blech. Um einen geeigneten Werkstoff zu benennen, muss als erstes die Frage der minimalen elektrischen Leitfähigkeit geklärt werden. Die in DIN 5182 aufgeführten Kappenwerkstoffe besitzen eine minimale Leitfähigkeit bis 7% ICAS. Elektrodenkappen unter 14% ICAS sind zum Schweißen von Stahl nur eingeschränkt nutzbar [75]. Folglich kommen als potentielle Werkstoffe nur solche in Frage, die mehr als 14% ICAS besitzen. Diese sind Silber, Kupfer, Gold, Aluminium und Wolfram, aufgezählt entsprechend ihrer Leitfähigkeit, beginnend mit der höchsten. Als technische Werkstoffe sind Silber und Gold nicht ökonomisch. Aluminium besitzt einen zu geringen Schmelzpunkt. Wolfram besitzt wiederum einen so hohen Schmelzpunkt, dass Kappen nur in gesinterter Form zu vertretbaren Kosten

herstellbar sind. Reines Wolfram besitzt ca. 32% IACS und ist somit als Kappenwerkstoff denkbar. Entsprechend sind Wolframlegierungen mit einem Legierungsanteil von bis zu 80% ebenfalls in DIN 5182 aufgeführt.

Nutzt man verschiedene Kappenwerkstoffe auf der Ober- und Unterseite bei einer Schweißung, so wird die Linsenausbildung in Richtung der geringeren Leitfähigkeit verschoben [75]. Damit wäre ein Verschweißen großer Blechdickenverhältnisse denkbar. Für die Praxis ist diese Variante von mindermem Interesse, da ein Elektrodenpaar mehrere verschiedene Blechkombinationen schweißen muss. Mit der Existenz mehrerer Elektrodenvarianten würden die Werkzeugkosten und die Verwechslungsgefahr ansteigen. Bezüglich besser geeigneter Kupferlegierungen findet man nur wenig vergleichende Veröffentlichungen. Die NASA entwickelt mit GRCop-84 ( $\text{CuCr8Nb4}$ ) eine warmfeste Kupferlegierung für die Brennkammer des Raketenantriebs. Folglich könnte man vermuten, dass sich dieser Werkstoff ebenfalls als Elektrodenkappenwerkstoff eignet. Die Standmenge des neu entwickelten Materials beträgt beim Schweißen verzinkter Bleche jedoch nur 50% gegenüber herkömmlicher  $\text{CuCrZr}$ -Kappen [81]. Möglicher Grund ist die deutlich geringere Festigkeit bei Raumtemperatur gegenüber dem Standardmaterial.

Damit liegt es nahe, einen gesinterten Werkstoff aus Wolfram und Kupfer zu verwenden. Die Leitfähigkeiten dieser Werkstoffe liegen zwischen 20-50% ICAS und die hohe Festigkeit bei Raum- und erhöhten Temperaturen wird durch die Anteile des Wolframs gegeben. Untersuchungen bezüglich der Standmenge zeigen jedoch ernüchternde Ergebnisse [82]. Die Schweißversuche zeigen, dass das Zink verstärkt in die Kupfermatrix eindiffundiert, diese versprödet und resultierend vermehrt kleine Ausbrüche in der Kappenoberfläche auftreten. Entsprechend weisen die gesinterten Kappen, trotz der theoretisch guten Materialeigenschaften des Wolframs, ein schlechteres Verschleißverhalten als vergleichbare  $\text{CuCr}$ -Kappen auf.

Somit verbleibt kein weiterer Werkstoff, als Kupfer selbst, der sich als Kappenmaterial eignet. Wie sich bereits zeigt, ist neben der elektrischen Leitfähigkeit die Warmfestigkeit ein wichtiger Faktor. Um Eigenschaften diesbezüglich weiter zu verbessern, sind zwei Maßnahmen denkbar: Kornfeinung durch Kaltumformung oder das Versetzen mit Mikropartikeln aus technischer Keramik. Da eine Rekristallisation des Werkstoffs im Kappenspitzenbereich durch die erhöhten Temperaturen zu erwarten ist, konzentriert sich die Forschung weitestgehend auf die Erzeugung von Pseudolegierungen mit Kupfer. Der Begriff „Pseudolegierung“ beschreibt dabei, einen Werkstoff der schmelzmetallurgisch nicht herzustellen ist und deswegen aus Pulver in der

gewünschten Zusammensetzung und unter Druck bei erhöhten Temperaturen gesintert wird. Als Hartstoffe eignen sich bevorzugt keramische Partikel. Neben einer hohen Härte besitzen sie einen wesentlich höheren Schmelzpunkt als Kupfer und sind chemisch stabil. Die chemische Stabilität ist erwünscht, damit bei der Herstellung möglichst keine intermetallischen Phasen entstehen, die sich wiederum negativ auf die Leitfähigkeit ausüben. Einer der härtesten keramischen Zusatzstoffe ist das kubische Titandiborid ( $\text{TiB}_2$ ). Elektrodenkappen versetzt mit  $\text{TiB}_2$  zeigen eine Vervierfachung der Standmenge gegenüber CuCrZr-Kappen beim Verschweißen von verzinkten Blechen [83]. Wolframcarbid weist ähnlich gute Eigenschaften als Hartstoff auf. Dieses Material eignet sich in den Versuchen jedoch nur eingeschränkt. Zum einen senkt es die Leitfähigkeit der Kupfermatrix, zum anderen ist eine sich stark vergrößernde Arbeitsfläche über die Standmenge festzustellen. Im Einzelfall konnten sogar Heißrisse delektiert werden [84].

Als Hartstoff zeichnet sich Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) durch seine hohe chemische Stabilität und vergleichsweise geringen Preis aus. Die Herstellung für Kupferelektroden versetzt mit  $\text{Al}_2\text{O}_3$  gegenüber reinen CuCr1Zr-Kappen ist deutlich kostenintensiver, da diese Pseudolegierung nur im Sinterverfahren hergestellt werden kann. Der Einsatz dieser Kappen erhöht die Standmenge von 15% bis bzw. 100% [85, 86]. Der ausführliche Vergleich zwischen dem Verschleißverhalten von Cu-(Cr, Zr, Cr-Zr) und  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -verstärkten Kappen zeigt, dass sich der Aufbau der Diffusionsschicht bei allen Kappenwerkstoffen ähnelt. Die Erweichung der Kappen geschieht durch Erholung anstatt durch Rekristallisation. Abhängig von der Beschichtung des Stahls zeigen die dispergierten Kappen durch ihre höhere Warmhärte größere Standmengen als die nicht verstärkten Kappen [87]. Beim Schweißen von Aluminiumlegierungen ermöglichen die verstärkten Kappen ebenfalls größere Standmengen, da die Kappen an den Blechen nicht anhaften [88].

Die Betrachtung einer Kornfeinung durch Kaltformung scheint aufgrund der zu erwartenden Rekristallisation während des Schweißens als uninteressant. Dennoch ist die Eignung dieser Grundidee anhand von Kappen, die einer Tieftemperaturvorbehandlung bei  $-170^\circ$  über 4h ausgesetzt waren, überprüft worden [89]. Diese Behandlung erhöht die Standmenge beim Verschweißen von verzinkten Blechen um den Faktor 4. Nachweis für die erfolgreiche Gefügeänderung ist der messbar erhöhte elektrische Widerstand der behandelten Kappen.

Zusammenfassend ist festzustellen: Ein Ausweichen auf einen anderen Kappenwerkstoff als Kupfer ist nicht sinnvoll. Auch wenn Wolframkappen auf Basis der Werkstoffeigenschaften eine theoretische Standmengenerhöhung vermuten lassen, verhindert die herstellungsbedingte Kupfermatrix das Ausschöpfen des Potentials. Entsprechend verbleibt als Modifikation nur noch die hartstoffverstärkte Kupferkappe, bei denen sich  $\text{TiB}_2$  und  $\text{Al}_2\text{O}_3$  nachweislich standmengenverbessernd auswirken. Wegen des finanziellen Vorteils der Verwendung des  $\text{Al}_2\text{O}_3$  gegenüber anderen Hartstoffen, sind solche Kappen bereits auf dem Markt erhältlich.

### 3.10.8 Verschleißverhalten der Elektrodenkappen

Eine weitere Verschleißerscheinung neben der Arbeitsflächenvergrößerung ist das Eindiffundieren des Blechwerkstoffs und seiner Beschichtung in die Elektrodenkappen. Abhängig von den Zusammensetzungen der Paarung aus Blechbeschichtung und Kappenwerkstoff diffundieren die Elemente unterschiedlich stark in die verschiedenen Kappenwerkstoffe ein. Der Vergleich zwischen den CuCrZr und CuCr beim Schweißen von verzinktem DX53D+Z 150 zeigt, dass CuCrZr Kappen zur Ausbildung von Gräben und Vertiefungen neigen. Hierdurch ist eine verstärkte Wärmentwicklung zwischen den Blechen zu verzeichnen. CuZr- weisen gegenüber den CuCrZr-Kappen keine starke Gestaltänderung auf. Eine hohe thermische und mechanische Belastung führt zu einer über die Standmenge ebenen Arbeitsfläche. Trotz diesem vermeintlich besseren Verschleißverhalten der CuZr-Kappen sind die Ergebnisse der Zugversuche am Ende der Standmenge schlechter. Folglich hat der

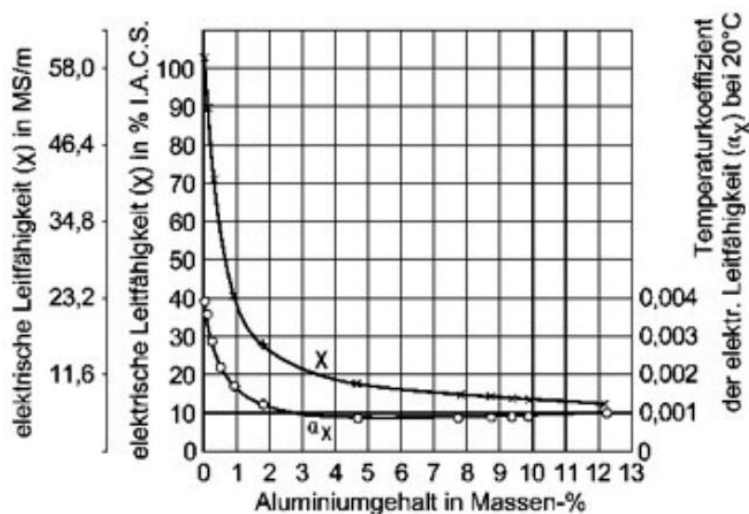


Abbildung 25: Elektrische Leitfähigkeit Kupfer-Aluminium Legierung [91]

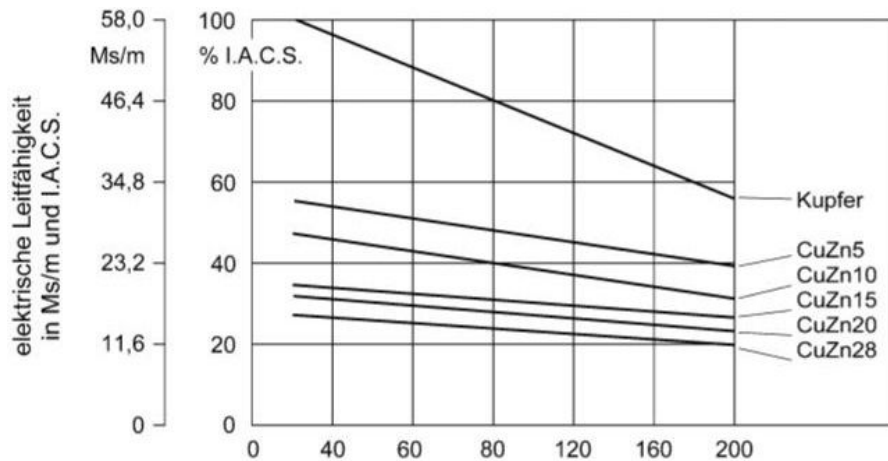
Anlegierungszustand unabhängig des Kappenwerkstoffs einen größeren Einfluss auf den Schweißbereich als der Kappenwerkstoff selbst [90].

Die Abbildung 25 und Abbildung 26 zeigen die Abnahme der elektrischen Leitfähigkeit mit zunehmenden Gehalten an Aluminium bzw. Zink in Kupfer. Diese beiden Elemente treten vorwiegend in

der Beschichtung von Stahl auf. Außerdem ist Aluminium selbst ein Blechwerkstoff.



Auffällig ist, dass bereits ab geringen Konzentrationen von Aluminium (3%) die elektrische Leitfähigkeit in IACS (vergleiche Kapitel 3.6) auf 20% abfällt. Dem gegenüber



besitzt eine CuZn5 Legierung noch 55% IACS.

Entsprechend 3.10.7 sind bereits bei geringen Aluminiumgehalten Anschweißungen der Elektrodenkappenarbeitsfläche an das Blech

Abbildung 26: Elektrische Leitfähigkeit Kupfer-Zink-Legierung [92]

zu erwarten, wodurch der wesentlich größere Elektrodenverschleiß beim Fügen von Aluminium zu erklären ist.

Abbildung 27 [91] und Abbildung 28 [92] zeigen die Wärmeleitfähigkeiten der Kupfer-Aluminium bzw. -Zink Legierung.

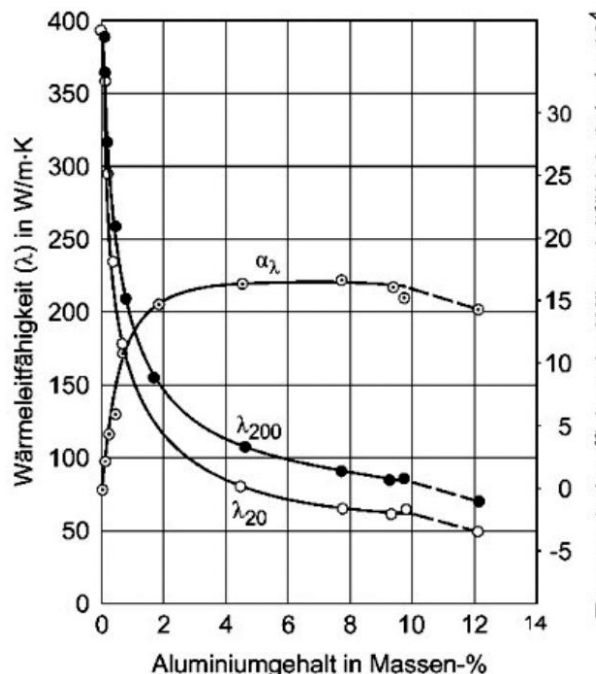


Abbildung 27: Wärmeleitfähigkeit Kupfer-Aluminium-Legierung [91]

Analog zur Änderung der elektrischen Leitfähigkeit, zeigen kleine Gehalte Aluminiums eine größere Auswirkung auf die Reduktion der Wärmeleitfähigkeit. Beispielsweise bedeuten 3% Aluminium eine Reduktion auf 20% der Wärmeleitfähigkeit, wogegen 5% Zink eine Reduktion auf 65% der Wärmeleitfähigkeit von reinem Kupfer bedeuten. Folglich bildet sich mit zunehmender Standmenge die Schweißlinse eher, da eine geringere Wärmemenge abgeführt wird. Außerdem wird sie auch näher an die Blechaußenflächen heranwachsen, da weniger Wärme abgeleitet und zugleich

mehr Wärme durch die reduzierte Leitfähigkeit entsteht.

Das Verschleißverhalten der Elektrodenkappen beim Verschweißen von Aluminium ist in drei Phasen aufzuteilen [93]. In der ersten Phase verhalten sich die Scherzugfestigkeit der Verbindung und die Gestaltänderung der Elektrodenarbeitsflächen un-

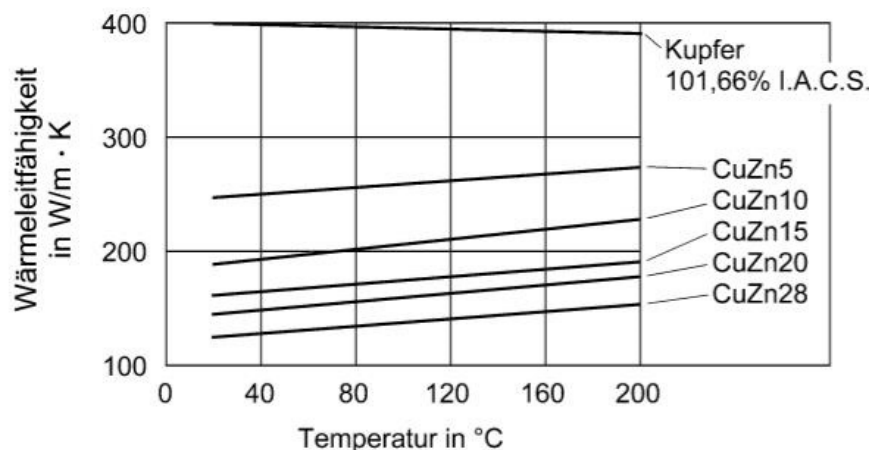


Abbildung 28: Wärmeleitfähigkeit Kupfer-Zink-Legierung [92]

dieser immer massiver und mündet in Ausbrüchen von Elektrodenmaterial. Damit verbunden ist eine abnehmende Scherzugfestigkeit [77, 78]. Die Elektrode verschleißt dabei vornehmlich an dem Ort der größten Summe aus Druck und Scherzugbelastung [94]. An diesem Punkt wird zwischen Elektrode und Aluminiumblech die Oxidschicht aufgebrochen wodurch die Elektrode abrasiv verschlissen wird. Zugleich entsteht ein Ort mit minimalem Kontaktwiderstand, der als Haupteinleitungspunkt des Stromes dient [95]. Entsprechend starke Diffusionseffekte sind hier zu erwarten.

Grundsätzlich hat der Ausgangszustand der Elektroden (Anlieferung vergleichend poliert) keinen Einfluss auf die Standmenge. Größten Einfluss hat der Bearbeitungszustand der Al-Blechoberfläche im Hinblick auf die Oxidschichtdicke [88]. Dabei wird der Elektrodenverschleiß wesentlich durch die Leitfähigkeit der Diffusionsschicht beeinflusst, welcher bis auf 10% IACS sinkt. Folgend kommt es zu dem typischen Verschleißbild, nachdem sich die Aluminiumbronzeschicht auf der Oberfläche der Kappen ausgebildet hat. Es bilden sich Verschmelzungen mit der Blechoberfläche, welche dann aus der Kappe herausbrechen. Ein weiterer Effekt ist die Vergrößerung der Arbeitsfläche mit zunehmender Anzahl durchgeführter Schweißungen.

Entsprechend der gewonnenen Erkenntnisse, ist ein richtiges und rechtzeitiges Fräsen der Kappen notwendig, um konstante Schweißergebnisse zu erzielen. Frisch gefräste Kappen weisen geringere Kontaktwiderstände auf, sodass das Linsenwachstum erst später einsetzt [96]. Dem kann durch eine Erhöhung der Schweißzeit

auffällig. In der zweiten Phase nimmt die Scherzugfestigkeit zu und erreicht ihr Maximum. Gleichzeitig kann ein einhergehender Lochfraß in den Elektrodenkappenflächen registriert werden. Im weiteren Verlauf wird

begegnet werden, wodurch ein vergrößerter Schweißbereich gebildet wird, vgl. Abbildung 21. In Abhängigkeit der Blechdicke legieren die Kappen unterschiedlich stark an: Je dünner das Blech desto schneller ist eine Ausbildung einer Diffusionsschicht zu erwarten, bedingt durch einen größeren Temperaturgradienten. Durch regelmäßiges Fräsen und minimalfräsen (Abtrag  $< 0,1\text{mm}$ ), kann die Standmenge eines Kappenpaares auf bis zu 70.000 Punkte angehoben werden [96]. Naheliegend ist es dann, ähnliche Verfahren auf Eignung zu prüfen, die nur geringe Oberflächenmengen der Elektrodenkappen abtragen. Denkbar sind metallische Bürsten oder Fächerscheiben, um die Elektrodenoberfläche beim Schweißen von Aluminium bereits nach wenigen Schweißpunkten wieder zu reinigen. Die Ergebnisse sind beachtlich. So kann die Standmenge von 700 Schweißpunkten auf 10.000 Punkte angehoben werden, sofern man jeweils nach 15 Schweißoperationen die Elektrodenoberfläche behandelt [97]. Ähnliche Behandlungsmethoden sind Polieren, Schleifen und Minimalfräsen mit einem Abtrag von  $0,1\text{ mm}$ . Es zeigt sich, dass das Polieren nach jeweils 30 Schweißpunkten die Standmenge einer Elektrode auf bis zu 10.000 Punkte vergrößern kann [98]. Bei diesen Untersuchungen zeigen die gewählten Kappenwerkstoffe CuAg<sub>0,1</sub> und CuCr<sub>1</sub>Zr keinen Einfluss auf die Standmenge.

Aus den vorhergehenden Ergebnissen kann zusammenfassend das Eindiffundieren von Blechwerkstoff bzw. Beschichtungsanteilen als Merkmal des Elektrodenkappenverschleißes festgehalten werden. Die Messung des Widerstandes kann somit Aufschluss über den Verschleißzustand der Elektrodenkappen geben. Für ein vorzeitiges Erkennen des notwendigen Reinigens der Elektrodenkappen eignet sich das Aufzeichnen des dynamische Widerstands im Anlagenbetrieb [99].

Ein weiteres Merkmal des Elektrodenkappenverschleißes ist die zunehmende geometrische Schädigung der glatten Elektrodenkappenoberfläche. Entsprechend kann der zunehmende Verschleiß der Elektrodenkappen durch eine gesteigerte Varianz der Elektrodenkappenbewegung gezeigt werden [100]. Ursache ist wahrscheinlich ein vermehrtes, partielles Aufschmelzen der unebenen Elektrodenkappenflächen, was für eine ruckartige Bewegung während der Schweißung sorgt. Die Varianz der aufgezeichneten Weglängen dient als Indikator für eine verschlissene Elektrodenkappe.

Schweißspritzer selbst können durch Spannungsschwankungen in der ersten Halbwelle des Schweißstroms festgestellt werden. Spritzer verursachen eine für die

Standmenge negative Erosion der Elektrodenkappenspitzen. Außerdem hat die Anzahl der Spritzer in den ersten 100 Schweißpunkten einen negativen Einfluss in Bezug auf die Gesamtstandmenge eines Elektrodenkappenpaares [101].

Des Weiteren darf die Schweißreihenfolge verschiedener Beschichtungen nicht außer Acht gelassen werden. In der Produktion ist das alternierende verschweißen von verzinkten und unverzinkten Blechen denkbar. Der Verschleiß steigt beim wechselnden Verschweißen verschiedener Beschichtung gegenüber dem dauerhaften Schweißen derselben Sorte wesentlich an. Dies ist mit dem Anhaften der Diffusionschicht der Elektrodenkappen auf den umgeschichteten Stahlblechen zu begründen [102]. Hierdurch vergrößert sich die Arbeitsfläche wesentlich, was zu einer geringeren Stromdichte und kleineren Linsendurchmessern führt.

Bislang hat dieses Kapitel ausschließlich die Variation des Kappenwerkstoffs oder den zu verschweißenden Werkstoff im Bezug auf die Standmenge thematisiert. Eine Beschichtung der Kappen zur Verschleißminimierung ist aber ebenfalls denkbar. Die Beschichtung mit einer Titancarbid-(TiC)- Schicht der Elektrodenkappen ist hier eine Option [85, 103, 104]. Beim Verschweißen verzinkter oder vernickelter Bleche weisen die modifizierten Kappen wesentlich erhöhte Standmenge bei gleichzeitig verringertem Stromeinsatz auf. Dies wird mit dem erhöhten Kontaktwiderstand und der geringeren Wärmeabfuhr begründet. Den gleichen positiven Effekte erzielt man ebenfalls beim Verschweißen von Aluminium [105]. Hier kann die Standmenge verdoppelt werden bevor die Elektroden ausgewechselt werden müssen.

Neben TiC sind als Beschichtungswerkstoffe ebenfalls Hartstoffe wie  $\text{Al}_2\text{O}_3$  oder  $\text{Ti}_2\text{B}$  denkbar. Der Vergleich zwischen TiC und den Komplexbeschichtungen aus TiC/ $\text{Ti}_2\text{B}$  bzw.  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{Ti}_2\text{B}$  zeigt einen stärkeren Verschleiß auf Seiten der Komplexbeschichtungen [106, 107]. Die Qualität der Beschichtung kann weiter gesteigert werden, indem als Binder zwischen Kupfer und  $\text{Ti}_2\text{B}$  bzw. TiC eine Nickelschicht aufgebracht wird. Diese verhindert das frühzeitige Abblättern der Diffusionsbarriere [108, 109]. Mit der genannten Verbesserung wird eine beständige, rissfreie Beschichtung erzeugt. Diese erzielt im Vergleich zu unbeschichteten Elektrodeneine wesentlich höhere Standmenge beim Verschweißen zinkbeschichteter Bleche. Es ist zu erwähnen, dass die Standmengenversuche bei Einhaltung des Linsendurchmessers mit geringerer Stromstärke durchgeführt werden müssen. Dies ist auf die schlechtere thermische/elektrische Leitfähigkeit der Beschichtung zurückzuführen [109].

Für alle Elektroden mit aufgebracht Hartstoffschicht gilt, dass sie nach Ende ihrer Standmenge ausgetauscht, anstatt gefräst werden müssen. Entsprechend ist die

Eignung für beschichtete Elektrodenkappen und das Interesse der Industrie an in der beschriebenen Weise modifizierten Kappen gering.

### 3.10.9 Oberflächengüte / Zusatzschichten / Klebstoffe

Der Einfluss der Kontaktwiderstände wurde bereits in den vorhergehenden Kapiteln diskutiert. Entsprechend ist die Bedeutung des Zustandes der Berührfläche Elektrode/Blech als wesentlich zu erachten.

Bei Einführung des Verfahrens WPS wurden vornehmlich unbeschichtete Blechwerkstoffe verschweißt. Bereits in diesem Fall existieren zwei differenzierbare Zwischenschichten zwischen Blech und Elektrode. Erstere Zwischenschicht ist eine Oxidschicht, als Produkt aus der Umgebungsatmosphäre und dem Grundmaterial. Die zweite ist eine, der Oxidation entgegenwirkende Schutzschicht, zumeist Ölschicht, auf der Oberfläche des Blechwerkstoffs. Beide Schichten haben einen Einfluss auf die Linsenausbildung bzw. Standmenge der Elektrodenkappen.

Gerade beim Widerstandspunktschweißen von Aluminium ist die ausgebildete Oxidschicht entscheidend für die Schweißbarkeit, da diese ein keramischer Isolator ist und einen wesentlich größeren Widerstand als das Aluminium selbst besitzt. Bezüglich der Oxidschicht gilt: Abhängig von der Dicke erhöhen sich die Kontaktwiderstände und somit die Wärmeentwicklung an der Kontaktfläche von Elektrode/Blechoberfläche. Entsprechend bedingt eine dickere Oxidschicht eine geringere Standmenge der Elektrodenkappen.

Der Einfluss der Kontaktwiderstände auf die Linsenausbildung beim Schweißen von Aluminium kann gut sichtbar gemacht werden. Die Linsenausbildung startet nicht als einzelner Punkt im Zentrum der Berührfläche sondern am Außenrand der Elektrodenflächen. Erklärung hierfür sind die balligen Elektrodenkappen, welche eine geringere Flächenpressung im Randbereich der Kontaktzone induzieren. Folglich ist auf der äußeren Kreisbahn, an der sich die Bleche noch berühren, der Kontaktwiderstand am größten. Hierdurch fungiert die außen liegende Berührkreisfläche als Ausgangspunkt der Linsenentstehung [110].

Da unter normalen Umgebungsbedingungen Aluminium grundsätzlich eine Oxidschicht vorweist, ist für reproduzierbare Ergebnisse eine mechanische, chemische oder elektrochemische Oberflächenvorbehandlung notwendig. Die Zusammensetzung und Dicke der Oxidschicht sind abhängig von der Legierungszusammensetzung, dem Herstellungsprozess, den Lagerbedingungen und der Lagerzeit.

Folgende Thesen finden sich bezüglich der Schweißbarkeit, in Abhängigkeit der Kon-dition der Oberflächenbeschaffenheit, von Aluminium im DVS 2929:

- „1. Reproduzierbare Schweißungen bezüglich Scherzugkraft und Linsenausbildung werden dann erreicht, wenn der Übergangswiderstand bei der Doppelblechmessung im Bereich 20 bis 50  $\mu\Omega$  liegt.*
- 2. Bei Übergangswiderständen  $\geq 200 \mu\Omega$  können keine kreisrunden Linsen mehr erzeugt werden. Die Linsen-höhe streut ebenfalls. Bei diesen Bedingungen treten geringe Elektrodenstandmengen auf.*
- 3. Mit Werten  $\leq 15 \mu\Omega$  lassen sich runde, reproduzierbare Linsen erzielen. Abhängig von Legie-rung und Oberflächenzustand bilden sich jedoch ringförmige Haftzonen um die Schweißlinse. Diese können zu Streuungen bei den Scherzugkräften führen.“ [111]*

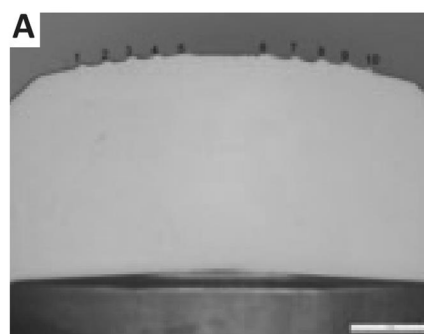
Eine dickere Oxidschicht erhöht den Kontaktwiderstand und folglich die Temperatur an den Elektroden-spitzen, was zu einer erhöhten Verformung selbiger führt. Außer-dem tritt durch die hohen Temperaturen ein Verlöten mit Aluminiumpartikeln auf, wodurch die Diffusion von Aluminium in die Kupferkappen beschleunigt wird. Der Verschleiß äußert sich endgültig in kleinen Ausbrüchen und als Lochfraß auf der Elektrodenkappenarbeitsfläche [93]. Somit hat jegliche vorherige Bearbeitung der Blechoberflächen einen positiven Einfluss, egal ob dieser mechanisch oder beispiels-weise mit Hilfe eines Lichtbogens durchgeführt wurde [112]. Die Standmenge kann von unbehandelten Blechen und einer Standmenge von 200 Punkten auf bis zu 2300 Punkte erhöht werden. Der Vergleich zwischen entfetteten, chemisch behandelten, plasmabehandelten und nicht behandelten Aluminiumblechen zeigt eine vergleich-bare Standmenge zwischen chemischer Behandlung und dem Entfetten der Probe-bleche. Hier liegt die Standmenge bei ca. 2000 Schweißpunkten. Eine Plasmabe-handlung steigert die Standmenge auf 1700 Punkte wogegen die Referenzuntersuchungen an unbehandelten Blechen lediglich 200 Punkte als Maß-stab generieren [113]. Nachteilig aller Vorbehandlungen ist, dass immer beide Blech-seiten prozessbedingt gereinigt werden. Damit werden die für die Schweißlinse not-wendigen Kontaktwiderstände an der Berührfläche der Bleche reduziert. Naheliegend ist eine Untersuchung, bei der lediglich eine der Blechseiten vor dem Schweißen eine Plasmabehandlung erfährt. Zusätzlich erhöht eine Beschichtung der 2. Blechseite die Kontaktwiderstände an der Berührfläche der Blechpaarung. Durch die reduzierte Wärmeentwicklung an den Elektroden und die Reduktion des notwen-digen Schweißstroms erhält man Standmengen von bis zu 7000 Punkten bei einem Elektrodenkappenpaar [114]. Eine weitere einseitige Behandlungsmöglichkeit zum

Abtragen der Oxidschicht ist das Glasperlenstrahlen und das Applizieren von Natronlauge. Die Scherzugfestigkeit steigt gegenüber dem unbehandelten Aluminium, unabhängig der Bearbeitungsweise der Oxidschicht [115].

Das vorherige Abtragen der Aluminiumblechoberfläche ist mit unerwünschten zusätzlichen Kosten verbunden. Folglich liegt es nahe, eine einfachere Methode wie das Aufsprühen einer Lösung oder Suspension auf seine Eignung zu untersuchen. Verschiedene auf dem Markt erhältliche Lösungen zum Schutz der Aluminiumblechoberfläche werden vor der Schweißung zwischen Elektrode und Aluminiumblech aufgetragen. Sofern die Lösung durch Reaktion die Aluminiumoxidschicht reduziert, kann eine verbesserte Standmenge erwartet werden. Das beste Ergebnis ist hier eine Verdopplung der Standmenge gegenüber der unbehandelten Blechoberfläche [116].

Letzter Ansatz, Einfluss auf die Standmenge zu nehmen, ist der Aufbau der Elektrodenkappe selbst. Eine Möglichkeit ist das Einsetzen eines Wolframkerns in das Zentrum der Elektrodenkappe, wodurch die Warmhärte gesteigert wird. Mit dieser Maßnahme kann die Standmenge gegenüber normalen CuCrZr-Kappen um das 1,5-2 Fache erhöht werden [117]. Eine Variante mit derselben Zielstellung ist das Versetzen mit harten Partikeln. Ein kostengünstiger Hartstoff ist Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ), weshalb Elektrodenkappen versetzt mit  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Partikeln (Markenname Nitrode) bereits kommerziell vermarktet werden [118].

Als weitere Möglichkeit ist die Gestaltänderung der Elektrodenarbeitsfläche zu sehen. Grundgedanke ist hier gezielt die Aluminiumoxidschicht beim Aufsetzen der Elektroden zu durchbrechen. Hierdurch ist zu erwarten, dass die Kontaktwiderstände



zwischen Elektrodenkappe und Blech reduziert werden. Die patentierte Modifikation der Kappenarbeitsfläche ist in Abbildung 29 als Draufsicht und im Querschnitt fotografiert.

Abbildung 29: Oberflächenbearbeitung der Elektrodenkappen [119]

Dieses Variante wird erfolgreich bei der Kleinserienproduktion der Chevrolet Corvette eingesetzt [119].

Es besteht also zwischen der Oxidschichtdicke bei Aluminium ein proportionaler Zusammenhang mit der Größe des Kontaktwiderstandes. Je größer der Kontaktwiderstand zwischen Elektrode und Blech ist, desto geringer ist die Standmenge beim Punktschweißen von Aluminiumwerkstoffen. Der Einfluss der Oxidschicht ist bei Stahlwerkstoffen wesentlich geringer. Bei unbeschichtetem Stahlblech erreicht die Standmenge mehr als 50.000 Schweißpunkte. Erst die steigenden Korrosionsanforderungen bedingt den Wandel von der Verwendung von unbeschichteten Werkstoffen zu dem heutzutage üblichen verzinkten Blech.

Die Zinkbeschichtung ist weicher als die Elektrodenkappen, wodurch diese beim Aufsetzen in die Zinkbeschichtung eintauchen. Die Kontaktfläche zwischen Elektrode und Blechoberfläche vergrößert sich bei diesem Vorgang. Folglich sind die Kontaktwiderstände bei verzinktem Blech geringer. Mit fallendem Kontaktwiderstand erzeugt ein definierter Schweißstrom eine geringere Wärmemenge. Aus diesem Grund muss der Schweißstrom oder die Schweißzeit bei verzinktem gegenüber unverzinktem Blech erhöht werden [42 bis 44]. Bei konstanten Parametern (7,3kN Elektrodenkraft, 2s Schweißzeit, 6,5kA Strom) sinkt mit ansteigender Dicke der aufgetragenen Zinkschicht die Standmenge. Außerdem ist mit steigender Zinkschichtdicke eine einhergehende Abnahme der Scherbruchfestigkeit festzustellen [120]. Werkstoffe mit Überzügen aus Chrom oder ähnlichem zeigen aufgrund ihrer physikalischen Eigenschaften diese Zusammenhänge nicht [6].

Eine Übersicht des Einflusses der verschiedenen Verzinkungsschichten auf die Standmenge gibt das DVS Merkblatt 2920 [6]:



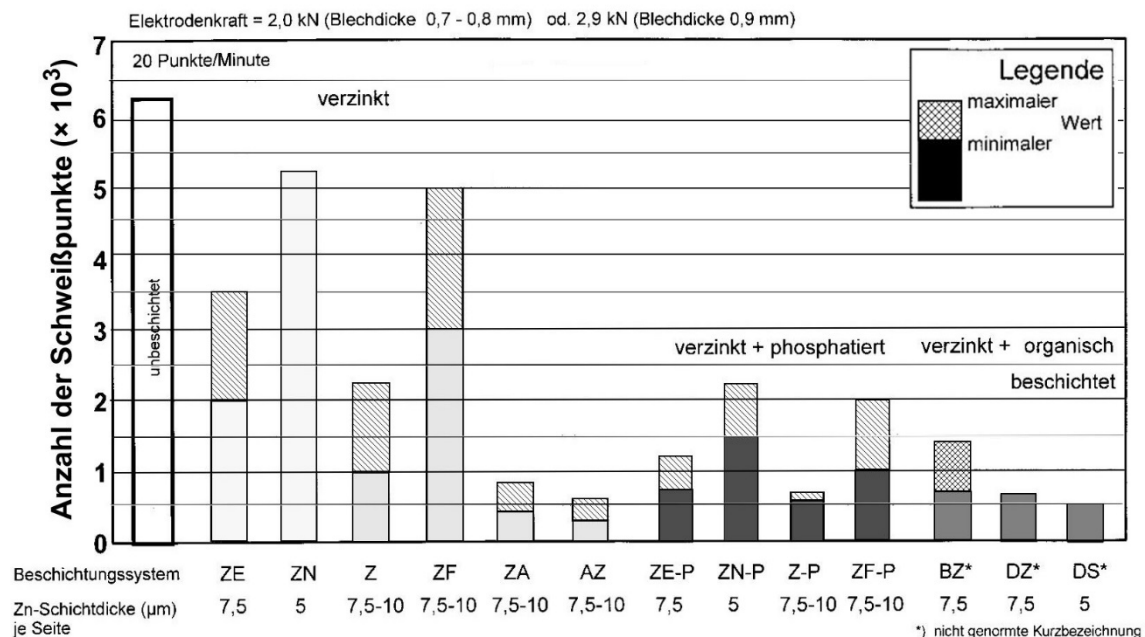


Abbildung 30: Einfluss der Beschichtung auf die Standmenge [6]

ZE Elektrogalvanisch-(EI)-verzinkt, ZN EI-Zink-Nickel, Z feuerverzinkt, ZF Galvannealed, ZA Galfan, AZ Galvalume.

Der beschriebene Zusammenhang zeigt, dass der Einfluss der Zinkschicht, abhängig von ihrer Zusammensetzung, einen teilweise stark standmengenreduzierenden Einfluss hat.[121]. Erwähnenswert ist der Einfluss des Beschichtungsverfahrens. Elektrogalvanisch verzinktes Blech weist gegenüber feuerverzinktem Blech eine deutlich höhere Standmenge auf. Die Standmenge kann bis auf das Doppelte ansteigen [73]. Ursächlich ist die sich ausbildende intermetallische Phase ZnFe im Feuerverzinkungsprozess, welche die Kontaktwiderstände erhöhen soll [122].

Eine weitere Variante der Verzinkung ist die Kombination aus Feuerverzinkung mit anschließendem Glühen. Hierdurch wird eine beidseitige Diffusion zwischen Beschichtung und dem Grundmaterial gefördert, wodurch mit steigender Haltezeit eine Zinkschicht mit größeren Anteilen an Eisen erzeugt wird. Diesen Prozess nennt man "galvannealed", zusammengesetzt aus dem englischen "galvanized", dem Feuerverzinken und "annealed", dem Glühen. Diese Anteile von Eisen in der Zinkbeschichtung erhöhen die Standmenge der Elektrodenkappen [6, 123, 124]. Begründet ist dies durch eine höhere Härte der Beschichtung, was die Kontaktwiderstände steigen lässt. Entsprechend bedarf es einer geringen Stromstärke zur Ausbildung einer vergleichbaren Schweißlinse gegenüber normal verzinktem Stahlblech. Dabei steigt die Standmenge der Elektrodenkappen um 110 % bei Anstieg des Eisenanteils von 7

auf 11,4 %. Je homogener und dicker die galvanized-Schicht ausfällt, desto länger die Standmenge der Elektrodenkappen. Die sich ausbildende Bronzeschicht der Elektrodenkappe ist 3-lagig aufgebaut, mit einer ungefähren Dicke von  $50\mu\text{m}$  [125]. Bezüglich der Standmenge gibt es auch Untersuchungen, die keinen Unterschied in der Standmenge zwischen Feuerverzinkung und galvanized Beschichtungen festgestellt haben [126]. Die Schichtdicke des feuerverzinkten Materials betrug  $70\text{g/m}^2$  gegenüber  $42\text{g/m}^2$  bei der galvanized Beschichtung. Allein die größere Schichtdicke sollte eine Standmengenreduktion zur Folge haben. Das Resultat war ein größerer Schweißbereich bei galvanized überzogenem Blech. Beide Bereiche enden bei vergleichbar hohen Stromstärken. Da die Automobilindustrie generell am oberen Ende des Schweißbereichs fügt, könnte dies die Erklärung für eine gleiche, beschichtungsunabhängige Standmenge sein.

In der Zinkschicht enthaltende Aluminiumanteile reduzieren bereits in kleinen Mengen die Elektrodenstandmenge. Verschieden Gehalte 0,26-0,87 m% Aluminium zeigen, dass bereits ab 0,3m % eine deutliche Abnahme der Standmenge zu vermerken ist. Bei der Konzentration von 0,3m % liegt die Standmenge bereits bei 1/3 gegenüber aluminiumfreien Beschichtungen [127]. Es kann keine Korrelation zwischen der sich ausbildenden Aluminiumoxiddicke und der Standmenge gefunden werden. Standmengenbeeinflussend sind die sich bildenden intermetallischen Phasen. AlFe reduziert den Schmelzpunkt der Zinkschicht, folglich kann eine Diffusion eher einsetzen. Bei geringeren Gehalten von Aluminium bildet sich vornehmlich ZnFe aus, welches den Schmelzpunkt der Beschichtung erhöht. Die Begründung und der Effekt auf die Standmenge decken sich mit den Ergebnissen der Untersuchungen von galvanized Blechen.

Das DVS Merkblatt 2919 erklärt die geringere Standmenge von feueraluminierten Blechen mit der sich ausbildenden Diffusionsschicht zwischen Beschichtung und Stahl. Die intermetallischen Phasen erhöhen den Kontaktwiderstand, was zu einer erhöhten Wärmebelastung der Kappen führt. Die daraus folgenden kürzeren Standmengen der Elektrodenkappen sind in der thermomechanischen Verformung und den beschleunigten Diffusionsvorgängen begründet [122].

Mit Einführung warmumgeformter, ultrahochfester Stähle mussten neue Oberflächenbeschichtungen entwickelt werden, die warmfest aber zugleich korrosionsresistent sind. Hierbei existieren zwei mögliche Beschichtungskonzepte: Das erste besteht aus einer Aluminium-Silizium-Legierung (AlSi), das zweite ist unter

verschiedenen Markennamen bekannt. Dabei handelt es sich eine spezielle Zinklegerung. Der Salzsprühnebeltest nach VDA 621-415 zeigt, dass die AlSi-Beschichtung gleich gute Ergebnisse wie verzinkte oder galvanealed Bleche erzielt. Da das Prozessfenster während der Warmumformung der AlSi-beschichteten Bleche größer als bei anderen Beschichtungskonzepten ist, findet die AlSi-Beschichtung vornehmlich Anwendung [128]. In Schweißuntersuchungen zeigt sich, dass die AlSi-Beschichtung sowohl eine stärkere Temperaturentwicklung an den Elektrodenkappenspitzen erzeugt, als auch an der Berührfläche zwischen den Blechen. Dies hat eine schnellere Linsenausbildung zur Folge als bei den im Vergleich stehenden verzinkten Blechen. Die Oxidbildung an der verzinkten Blechoberfläche führt zu einer inhomogenen Temperaturentstehung [129]. Bei den AlSi beschichteten Blechen schwanken produktionsbedingt die Ofendurchlaufzeiten, wodurch unterschiedliche Dicken der intermetallischen Phasen erzeugt werden. Hierdurch variieren die Kontaktwiderstände und die erzeugten Linsendurchmesser sind trotz gleicher Schweißparameter nicht konstant. Unabhängig dem Beschichtungskonzept, liegt die Festigkeit der WEZ nur noch bei ca. 50% gegenüber dem Grundwerkstoff. Begründung dafür ist die martensitische Struktur des Werkstoffs nach dem Härteprozess, welche durch das Schweißen in der WEZ aufgelöst wird [130].

Ein Boranteil bis 40 ppm hat bei konstanten Parametern keinerlei Einfluss auf die Ausbildung der Linse. Einzige Änderung ist eine steigende Härte im Grundwerkstoff als auch in der WEZ. Ein Einfluss auf die Scherzugfestigkeit ist nicht belegbar. Diese ist allein von der Schweißlinsengröße also der Schweißstromstärke abhängig. Hier kann das Versagen der Proben in duktilen Ausknöpfen und Scherbruch unterteilt werden. Dabei tritt der Scherbruch grundsätzlich bei geringen Stromstärken bzw. bei Linsendurchmessern kleiner  $5t^{1/2}$  auf [131]. Dieser im Hinblick auf die DIN 14327 wesentlich größerer notwendige Mindestdurchmesser ist bekannt und es gilt dies bei der Parameterbestimmung entsprechend zu berücksichtigen [132].

Die drei behandelten Beschichtungen bzw. Oxidschichten dieses Kapitels repräsentieren die Mehrzahl aller Oberflächen der zu verschweißenden Feinbleche. Eine weitere denkbare Beschichtung ist eine organische Verbindung beispielsweise ein Lack, eine Folie oder ein Klebstoff. Aufgrund des Nebenschluss sind diese, eigentlich elektrisch isolierten Bleche, dennoch schweißbar. Die Elektrodenkappen sind durch die vorhergehende Oxidation der organischen Schicht einer erhöhten Temperaturbelastung ausgesetzt. Bei der Ermittlung der Schweißbereiche von zinkbeschichteten und organisch beschichteten Stahlblech, zeigt die organische Beschichtung den

größeren Schweißbereich. Jedoch treten erhebliche Schäden an der Elektrodenoberfläche auf. Außerdem resultiert aus der stärkeren Elektrodenkappenerwärmung eine stärkere Arbeitsflächenvergrößerung [133].

Wie erwähnt, besitzen alle Bleche in der Auslieferungsform vom Hersteller eine Beölung, welche als zusätzliche Zwischenschicht zwischen der Elektrode und der Blechoberfläche fungiert. Beispielsweise wird das Öl (Multidraw PL6) bei verzinktem Stahlblech eingesetzt. Bei den Blechen ohne Beölung ist nachweislich mehr Aluminium ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ) an der Elektrodenkappenspitze zu finden, welches die leitenden Flächenanteile reduziert. Beim Schweißen ist eine Verdrängung der Al-Zn-Beschichtung, möglicherweise durch die erhöhten Kontaktwiderstände, zu beobachten. Durch die Beölung wird beim Schweißen eine Kühlung hervorgerufen, die die Diffusion herabsetzt. Die Wahrscheinlichkeit einer Elektrodenanhaftung ist minimiert, was die Standmenge positiv beeinflusst [134].

Bei dem Versuch, die Standmenge beim Schweißen von Aluminium zu erhöhen, kann durchaus der folgende Gedanke entstehen: Man ordnet zwischen Elektrode und Blech eine stromleitende, für das Aluminium aber undurchdringbare Schicht an. Eine Option ist das Auftragen einer pastenförmigen Graphitschicht auf der Blechoberfläche. Begründung ist hier, dass sich Graphit auch bei hohen Temperaturen reaktionsträge gegenüber Kupfer und Aluminium verhält. Die Standmenge der Elektrodenkappen vergrößert sich erwartungsgemäß. Das Graphit reduziert die Kontaktwiderstände zwischen Elektrode und Blech. Die notwendigen, hohen Kontaktwiderstände an der Berührfläche zwischen den Blechen bleiben bei diesem Versuchsaufbau erhalten [135].

Der Einfluss der Blechbeschichtung auf die Standmenge und die Schweißbarkeit einer Verbindung ist komplex. Die elektrische Leitfähigkeit der Schicht hat direkten Einfluss auf die Temperaturentwicklung, die notwendige Stromstärke und den Schweißbereich einer Werkstoffkombination. Die temperaturabhängige Härte erhält bzw. reduziert durch die sich vergrößernde Kontaktfläche den Kontaktwiderstand. Je nach Zusammensetzung der Beschichtung, werden durch die sich bildenden Intermetallischen Phasen, der Schmelzpunkt der Kappenspitze reduziert und ein Aufweiten der Arbeitsfläche gefördert. Die sich bildende Diffusionsschicht an der Kappenspitze vermehrt Anhaftungen am Blechwerkstoff und erzeugt Lochfraß in der Arbeitsfläche. Dieser verringert die Standmenge erheblich.

### 3.10.10 Bandlektroden

Ein bekanntes Prinzip ist ein zusätzliches Blech, welches zwischen Elektrode und der zu fügenden Blechkombination positioniert wird. Mit den Eigenschaften des zusätzlichen Blechs wird die Linsenausbildung beeinflusst [136 bis 138].

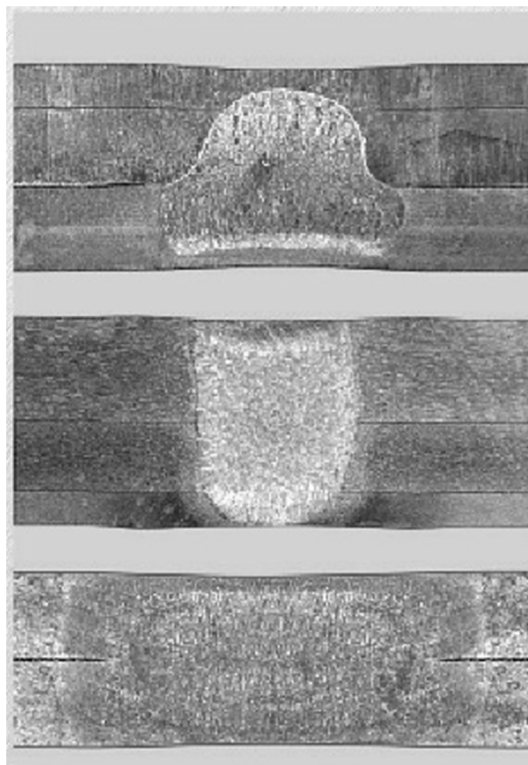
Dabei wird die Kombination so gewählt, dass ein An- oder Verschweißen zwischen



Abbildung 31: Prinzip des DeltaSpot-Verfahrens [141]

dem zusätzlichen Blech und den zu fügenden Blechen nicht auftritt. Entsprechend ist das von Fronius patentierte Verfahren DeltaSpot [139, 140] die automatisierte und für den industriellen Einsatz optimierte Variante. Hierbei wird ein stählernes Endlosband zwischen Elektrode und der Kontaktfläche zum Blechwerkstoff geführt. Durch den spezifischen Widerstand oder die Dicke des Endlosbandes kann die Linsenausbildung, durch Manipulation der Wärmeleitung oder zusätzliche Wärmegenration, beeinflusst werden. Dabei kön-

nen seitenabhängig verschiedene Bänder verwendet werden. Denkbar ist auch ein Band mit variablen Eigenschaften, zur Anpassung an die lokale Blechkombination. Die technische Umsetzung ist in Abbildung 31 dargestellt.



### **3-Blech-Verbindung unterschiedlicher Stahllegierungen (1,8 / 1,75 / 1,0 mm)**

Material	H400 1,8 mm / DX53D+Z140MB 1,75 mm / DX56D +Z140MB 1,0 mm
Elektrode	R-70
Prozessband	Plus PT1200, minus PT3000
Parameter	8kA 500 ms 4 kN

### **3-Blech-Verbindung Aluminium (3,0 / 2,0 / 1,0 mm)**

Material	AlMg3
Elektrode	R-70
Prozessband	PT1407
Parameter	17 kA 700ms 4 kN

### **2-Blech-Verbindung höchstfester Stahl (1,35 / 1,35 mm)**

Material	22MnB5
Elektrode	R-70
Prozessband	PT1200
Parameter	17 kA 590ms 3,6 kN

Abbildung 32: Beeinflussung des Linsenwachstums mit DeltaSpot [ 141]

In Abbildung 32 sind Beispielschweißungen abgebildet, welche mit Hilfe der beschriebenen Technik durchgeführt wurden. Mögliche Einsatzgebiete sind das Verschweißen stark asymmetrischer Stahl- und Aluminiumverbindungen. Ein weiteres Einsatzgebiet ist ein spritzerfreies Verschweißen warmumgeformter, hochfester Stähle [141]. Nachteilig an diesem Verfahren sind die zusätzlichen Anschaffungskosten sowie die kontinuierlich anfallenden Kosten für das Endlosband. Das Zangengewicht von 100kg kann ebenfalls ein Argument für eine konventionelle Punktschweißzange sein. Die Firma Georg Fischer AG setzte es bereits erfolgreich zum Verschweißen der Aluminiumtüren des Porsche Panamera ein [142].

Neben der Beeinflussung der Linsenausbildung ist ein weiterer Vorteil des Verfahrens die hohe Verfügbarkeit der Anlage. Da die Elektroden nun durch das zusätzliche Band geschützt sind, sind mehrere 10.000 Punkte mit einem Elektrodenpaar möglich [137, 138].

### **3.10.11 Leitfähigkeit der zu verschweißenden Werkstoffe**

Entsprechend dem Jouleschen Gesetz ist die Wärmeentstehung in einem geschlossenen Stromkreis am Ort des größten Widerstands maximal. Folglich wird durch die

Zusammenstellung einer mehrschnittigen Verbindung aus verschiedenen Werkstoffgüten das Linsenwachstum in Richtung des höheren Stoffwiderstandes begünstigt.

Ursächlich für den erhöhten Widerstand sind Störungen im Gitteraufbau, welche eine Verringerung der mittleren freien Weglänge für die Elektronenbewegung bedeuten. Folglich besitzen kaltverfestigte und martensitische Stähle einen größeren spezifischen Widerstand als ferritische Tiefziehstähle. Legierungselemente und Verunreinigungen wirken durch ihre Fremdatome im Gitter ebenfalls widerstandserhöhend. Zum Beispiel hat Chrom als Legierungselement, durch Änderung des Widerstandes, einen verringernden Einfluss auf den Linsendurchmesser [42 bis 44]. Bei Zunahme der Temperatur erhöht sich die Schwingung des Atomgitters, was zu einer erhöhten Stoßwahrscheinlichkeit zwischen Elektronen und Atomrümpfen führt. Das Resultat ist ein erhöhter Widerstand. Eine Änderung der Gitterstruktur, bei gleicher chemischer Zusammensetzung, hat keinen Einfluss auf die spezifische elektrische Leitfähigkeit.

Da die Wärmeleitfähigkeit auf dem Vorhandensein freier beweglicher Elektronen basiert, verhält sich diese Eigenschaft proportional zur elektrischen Leitfähigkeit. Für die meisten Metalle kann das Wiedemann-Franzsche Gesetz angewandt werden. Dieses besagt, dass bei gleicher Temperatur ein konstantes Zahlenverhältnis, unabhängig des betrachteten Metalls, zwischen elektrischer und Wärmeleitfähigkeit besteht [24].

Diese Überlegungen, übertragen auf eine mehrschnittige Verbindung, implizieren, dass das Linsenwachstum zwischen den Blechen mit den größten Stoffwiderständen beginnt. Das einsetzende Linsenwachstum ist hier zwischen den höher legierten Blechen zu beobachten. Die Begründung ist ein steigender elektrischer Widerstand mit zunehmendem Legierungsanteil. Im folgenden Prozessablauf ist es bei einer asymmetrischen Blechkombination von der Stromstärke abhängig, ob die Linse in das dünne, dritte Blech einwächst [143].

Für ein besseres Verständnis des Einflusses des spezifischen Widerstands, werden für Untersuchungen die Werkstoffe DP600 und DP780 betrachtet. Die Wahl der Materialdicke ist antiproportional zum spezifischen Widerstand 1,5 und 1,2 mm. Das Ergebnis ist ein erhöhter Elektrodeneindruck auf der Seite des DP780 und eine größere Aufschmelzrate auf Seite des DP600. Folglich steigt mit der Blechdicke die Aufschmelzrate. Ein größerer spezifischer Widerstand des Blechmaterials lässt die

Linse dichter an die Elektrodenkappen wachsen. Letzteres erklärt den tieferen Elektrodeneindruck vornehmlich auf der Seite des DP780 [144].

### 3.10.12 Parameterentwicklung

Ziel der Forschung ist die Entwicklung statistischer Versuchsmethoden zur Optimierung von Schweißparametern. In den 90er Jahren wurde versucht, das Ziel der selbsttätigen Parameterfindung noch aufwendig mit Hilfe einer automatisierten Schweißeinrichtung zu realisieren [145]. Mit der entwickelten Schweißeinrichtung konnten erfolgreich Parameter ermittelt werden, um den Menschen zu ersetzen, was sich jedoch als zu zeitintensiv erwiesen hat. Mit Hilfe der Taguchi-Methode lassen sich ebenfalls optimale Parameter finden, jedoch ist auch hier der Aufwand bei einer einfachen Blechkombination gegenüber der herkömmlichen - Trial-and-Error-Variante - zu kostenintensiv [146].

Bezüglich einer optimierten Schweißdauer gilt es die Nachhaltezeit so gering wie notwendig zu wählen. Übliche Nachhaltezeiten liegen zwischen 0-270ms. Bei Betrachtung einer Auswahl von 2- und 3-Blechkombinationen aus einer Variation von martensitischen, dualphasen-, borlegierten und Komplexphasenstählen ergibt sich eine optimale Haltezeit von 60ms nach dem Schweißimpuls. Diese kurze Haltezeit hat keinerlei Einfluss auf die Scherzug-, Kopfzug- und Schälzugfestigkeit. Anzumerken ist, dass diese minimale Haltezeit schweißdauer- und anlagenspezifisch variiert [147].

### 3.10.13 Simulation

Ein Ziel von WPS-Simulationen ist eine parameterabhängige Aussage zur Ausbildung der Schweißlinse. Die Eingangsgrößen setzen sich zumeist aus material-, elektrischen, thermischen und geometrischen Kennwerten zusammen. In der Literatur finden sich separate Finite Elemente Modell (FEM) für die Parameterentwicklung des DP600 [148], im Bezug auf das Fügen von 22MnB5 [149], für AISI 304L [150] und für AISI 1008 unter Berücksichtigung des Nebenschlusses [151]. Alle Simulationsmodelle haben das gemeinsame Ergebnis, die Stromstärke als Haupteinflussfaktor für die Schweißlinsengröße zu identifizieren.

Unabhängig, ob das zu verschweißende Material Stahl oder Aluminium ist, gelingt mit Hilfe von FEM Simulation eine Vorhersage der Schweißlinsengröße [152], EN AW-5182. Die Untersuchungen beschränken sich auf einfache symmetrische Zweiblechverbindungen.



Werden variable Elektrodenkappenarbeitsflächen in der Simulation implementiert, sind diese der haupteinflussgebende Faktor für die Schweißlinsengröße. Diese Ergebnisse basieren auf einer konstanten Stromdichte, also größerem Schweißstrom mit zunehmendem Kappendurchmesser [153, 154].

Mit der Simulationssoftware Sorpas ist eine parameterabhängige Vorhersage der Schweißlinsenausbildung zwischen HC260LAD + Z in 1,5mm und Br1550HS (entspricht 22MnB5) in 2mm möglich. Simulation und reale Versuche bilden ähnliche Schweißlinsengeometrien aus. Die Spritzerbildung kann durch Simulation mit den Eingangsgrößen Stromstärke und Impulsanzahl deutlich reduziert werden. Die mit der Software ermittelten Parameter können erfolgreich in die Produktion übertragen werden [155].

Mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) auf Basis der Software JWRIAN ist die Betrachtung der Linsenausbildung einer asymmetrischen Blechverbindung bestehend aus SCGA 270C (ungefähr DX01+Z) in 0,7mm und SPFH 590Y (ungefähr HX420LAD+Z) in 1,4 und 1,8 mm möglich. Die Eingangsparameter sind variable Schweißzeit und variabler Schweißstrom bei konstanter Kraft. Der Abgleich mit realen Versuchen zeigt eine Vorhersagemöglichkeit zur Linsenausbildung. Die Definition eines Schweißbereichs oder die Grenzen des Prozesses werden nicht beschrieben [156, 157].

Nur wenige FEM-Simulationen beschäftigen sich mit den Prozessgrenzen einer asymmetrischen Dreiblechverbindung. Ein betrachteter Ansatz ist die Schweißparameter konstant zu halten und durch Variation der Dicke eines Bleches, die Prozessgrenzen aufzudecken. Die verwendeten Blechwerkstoffe sind SAE1004, ähnlich DC04, in 0,6 und 1,8mm. Als unteres Blech wird ein DP600 in 1,4mm ausgewählt. Ergebnis der Simulation ist, dass die Linse zwischen den dickeren Blechen entsteht. An diesem Ort ist die Wärmeableitung minimal und die Kontaktwiderstände dienen als Keim für das Linsenwachstum. Als kritisches Blechdickenverhältnis zwischen dem Oberblech 0,6mm SAE1004 und dem Unterblech DP600 wird in dieser Konfiguration das Verhältnis 1:3 ermittelt [158].

### 3.11 Kontaktwiderstandsmessung

Mit dem Ziel die verschiedenen Beschichtungen und Oberflächenzustände reproduzierbar zu analysieren, wird ein Versuchsaufbau für Kontaktwiderstandsmessungen

entwickelt. Dabei finden sowohl die Empfehlungen der DIN 18594 [159] als auch ergänzend die DVS Merkblätter 2929, -1 und -3 [111, 160, 161] Berücksichtigung. Zusätzlich fließen die Erfahrungen aus der Veröffentlichung "Untersuchungen zum Übergangswiderstand an blanken und beschichteten Stahlblechen" [162] ein.

Der Gesamtwiderstand setzt sich aus den einzelnen Stoff- und Kontaktwiderständen zusammen, wie sie in Abbildung 8 deklariert sind. Der schematische Aufbau einer Messung ist in Abbildung 33 für eine Zweiblechmessung dargestellt. Wichtige Merkmale des Versuchsaufbaus sind die exakt zentrisch zueinander ausgerichteten Elektrodenarbeitsflächen die konstant einstellbare und über längere Zeit haltbare Elektrodenkraft sowie die biegemomentenarme Einspannung der Probebleche. Selbige werden so zueinander positioniert, dass sie sich mittig, zur Hälfte überlappend, eingespannt werden.

Da ein Aufbau nur in dieser Form möglich ist, kann der Kontaktwiderstand nicht direkt, sondern nur in Summe mit den einzelnen Stoffwiderständen gemessen werden. Dieses bedeutet für das abgebildete Beispiel, dass folgende Spannungsabfälle messbar sind:

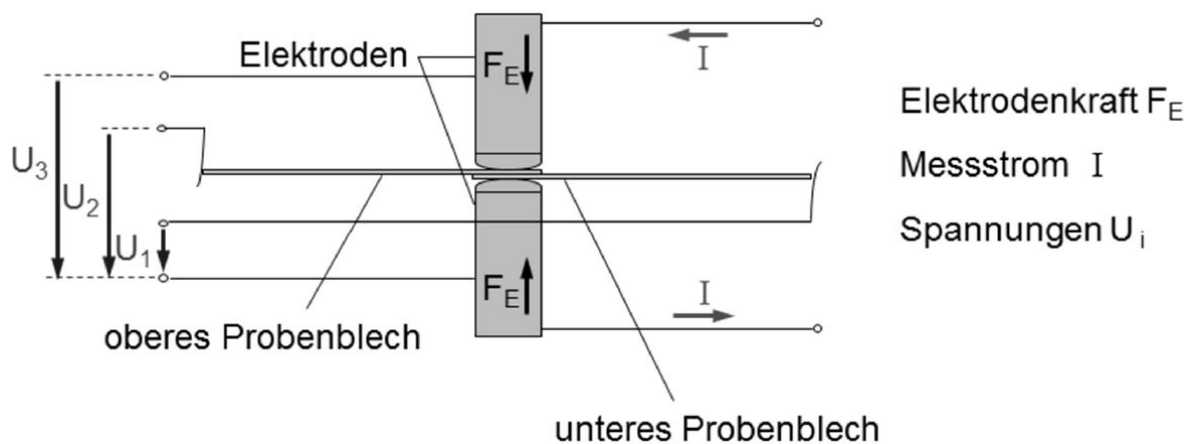


Abbildung 33: Schematischer Messaufbau der Kontaktwiderstände für Zweiblechmessung [160]

U1: Spannungsabfall untere Elektrode – unteres Probenblech

U2: Spannungsabfall untere Elektrode – oberes Probenblech

U3: Spannungsabfall untere Elektrode – obere Elektrode

Außerdem kann vor der Versuchsdurchführung der Systemwiderstand gemessen werden, welcher  $U_3$  ohne eingespannte Elektrodenbleche entspricht. Der Spannungsabfall von Blechoberseite auf die Blechunterseite ist zu gering, als dass dieser messbar ist. Im Bezug auf die in Abbildung 8 deklarierten Teilwiderstände und die in

Abbildung 33 deklarierten Spannungsabfälle kann folgender Zusammenhang aufgestellt werden:

$$U_1 / I = R_2 + R_4 + \frac{1}{2} R_7 = R_{k1} \quad (14)$$

$$(U_2 - U_1) / I = \frac{1}{2} R_7 + R_5 + \frac{1}{2} R_6 = R_{kb} \quad (15)$$

$$(U_3 - U_2) / I = \frac{1}{2} R_6 + R_3 + R_1 = R_{k2} \quad (16)$$

Unabhängig ob ein Einzelblech oder zwei überlappende, gleiche Bleche im Versuchsaufbau vermessen werden, ist das theoretische Ergebnis ein vergleichbarer Widerstand von  $R_{k1}$  und  $R_{k2}$ . Die Messung beider Widerstände kann in der Praxis als Kontrolle dienen. Eine leichte Abweichung zwischen den Widerständen ist aufgrund unterschiedlicher Beschichtungsdicken und Kontaktierungsbedingungen zu erwarten.

Bei Betrachtung der Gleichung (12) für die Joulsche Wärme wird die Relevanz der Kontaktwiderstände klar. Die Stoffwiderstände in den Elektrodenkappen und den Blechwerkstoffen sind innerhalb der Fertigung konstant zu sehen. Dennoch kommt es zu einer sich unregelmäßig ausbildenden Schweißlinsengröße und Schweißlin senlage. Folglich bleibt die Größe der Kontaktwiderstände, mit ihrem Einfluss auf die Wärmebildung, als einzig variable Größe.

Ein Beleg für diese Aussage ist die steigende Schweißlinsengröße innerhalb der ersten Schweißungen bei dem Einsatz neuer Elektrodenkappen unter konstanter Maschineneinstellung. Hier findet man in der Fachliteratur gegensätzliche Aussagen:

"Der Kontaktwiderstand zwischen den Blechen spielt dabei keine bedeutende Rolle, da er bereits zu Beginn der Schweißung nach wenigen Millisekunden zusammenbricht (siehe Abb. 8-2)." [14]

Mit Hilfe des dynamischen Widerstands kann auf die Qualität der Schweißlinse in Echtzeit geschlossen werden [163]. Der maximale Widerstand, also die Summe aus Stoff- und Kontaktwiderständen, hat den höchsten Korrelationskoeffizienten zwischen Messwert und Zugfestigkeit der Punktschweißverbindung.

## Kapitel 4

# Verwendete Anlagentechnik und Werkstoffe

### 4.1 Technische Daten WPS-System

Für die Versuche ist ein stationäres Punktschweißsystem der Firma Nimak ausgewählt worden. Die Anlage besitzt folgende technischen Daten:

- Nimak C-Roboterschweißzange
- Ausladung: 650 mm, Weite: 300 mm
- Elektrodenkappenaufnahme:  $\varnothing 12$ -Kegel
- Servopneumatischer Antrieb von Festo ( $\varnothing 90$ mm) mit Ausgleich
- Zylindergesamthub: max. 150 mm
- bis 5 kN Zangenkraft
- Schweißsteuerung mit MF-Inverter Bosch PSI6300 in Kombination mit MF-Trafo 111 kVA bei 50% ED bzw. 65 kVA bei 100% ED
- Integrierte Software BOS 6000
- Übergeordnete Phoenix-SPS
- Zange und Schweißkoffer montiert auf Traggestell

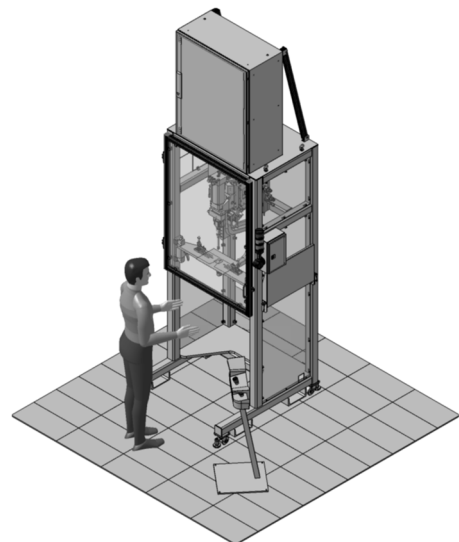


Abbildung 34: Nimak Schweißanlage

### 4.2 Elektrodenkappenwerkstoffe

Gegenstand der Untersuchungen sind drei im Folgenden beschriebenen Kupferlegierungen für die Elektrodenkappen.

Der Werkstoff Kupfer-Chrom-Zirkon ( $\text{CuCr1Zr}$ ) wird standardmäßig als Kappenwerkstoff eingesetzt. Diese Kupferlegierung findet zumeist in der Automobilindustrie An-

wendung und hat nach dem Verbot des Kupferberylliums (CuBe), aufgrund gesundheitsgefährdender Eigenschaften, den Platz des Standardkappenwerkstoffs eingenommen.

Bei CuCr1Zr handelt es sich um eine aushärtbare Legierung, die die gewünschten Eigenschaften eines Kappenwerkstoffs in sich vereint. Die chemische Zusammen-

Tabelle 1: Chemische Zusammensetzung CuCr1Zr [166]

Legierungsbestandteile		
Massenanteil in %		
Cu	Cr	Zr
Rest	0,5-1,2	0,03-0,3

Legierungsbestandteile		
Massenanteil in %		
Fe	Si	Sonstige zusammen
0,08	0,1	0,2

setzung ist in Tabelle 1 nachzulesen. Die maximale Löslichkeit von Chrom im Kupfer beträgt 0,65 % bei einer Temperatur von 1075°C. Mit sinkender Temperatur fällt der maximale Anteil auf unter 0,03 % bei 400°C. Entsprechend ist die Legierung ausscheidungshärtbar, was durch die thermische Behandlung eine Steigerung der Festigkeit und der elektrischen Leitfähigkeit bedeutet. Außerdem bewirkt Chrom eine Herabsetzung der Kerbschlagempfindlichkeit bei erhöhten Temperaturen.

Das Legierungselement Zirkon steigert die Härte des Kappenwerkstoffs. Entsprechendes gilt auch für die Entfestigungstemperatur und die Zeitstandfestigkeit [164], bei gleichzeitiger Herabsenkung der Kerbempfindlichkeit.

CuCrZr vereint die Eigenschaft der binären Legierungen und es ergeben sich folgende Merkmale:

- hohe Festigkeit bei Raumtemperatur,
- hohe Entfestigungstemperatur und
- verbesserte Zeitstandfestigkeit, bei erhöhten Temperaturen.

Die übertreffenden Eigenschaften des tertiären gegenüber dem binären Legierungssystem werden mit dem erhöhten Löslichkeitsvermögen von Chrom durch Zirkon begründet [165].

Als weiterer Kupferkappenwerkstoff kommt die Kupfer-Silber-Legierung CuAg0,1 zum Einsatz. Sowohl Din 5182 [23] als auch das Deutsche Kupferinstitut [166] weisen diesen Werkstoff explizit zum Schweißen von Aluminium aus. Das eutektische System Kupfer-Silber hat eine maximale Löslichkeit von 8% Silber bei 779°C. Somit liegt bei einem Legierungsanteil von 0,1% Silber ein einphasiges Gefüge vor. Silber verschiebt in diesem Bereich die Entfestigung zu höheren Temperaturen. Kupfer-

Tabelle 2: Chemische Zusammensetzung C15760 [170]

Legierungsbestandteile		
Massenanteil in %		
Cu	Pb	Fe
Rest	0,01	0,1

Legierungsbestandteile		
Massenanteil in %		
Al	O	-
0,58-0,62	0,52-0,59	-

Tabelle 3: Chemische Zusammensetzung CuAg0,10 [170]

Legierungsbestandteile		
Massenanteil in %		
Cu	Ag	P
Rest	0,08-0,12	0,001-0,007

Legierungsbestandteile		
Massenanteil in %		
Bi	O	Sonstige zusammen
0,0005	-	0,03

Sil-

ber-Legierungen verlieren gegenüber reinem Kupfer unter größerer Temperatureinwirkung die zuvor eingestellte Kaltverfestigung nicht, da die Entfestigungstemperatur von CuAg0,10 bei etwa 300°C liegt. Außerdem zeichnet sich der Werkstoff durch eine hohe Zeitstandfestigkeit [164] aus, was gerade beim Punktschweißen von Interesse ist. Zusätzlich wird die elektrische Leitfähigkeit und Wärmeleitfähigkeit des Kupfers vom Legierungselement nur wenig beeinflusst. Entsprechend der Zusammensetzung CuAg0,1, siehe Tabelle 3, hat der Kappenwerkstoff unter dem Markennamen Wirbalit L Verwendung für die durchgeführten Untersuchungen gefunden [167].

Letzteres Elektrodenmaterial ist unter dem Markennamen "Nitrode" bekannt. Dabei handelt es sich um eine kaltgestauchte, dispersionsverfestigte Kupferlegierung, versetzt mit Aluminiumoxid ( $\text{Al}_2\text{O}_3$ ). Das Matrixmaterial besteht nach Luvata aus

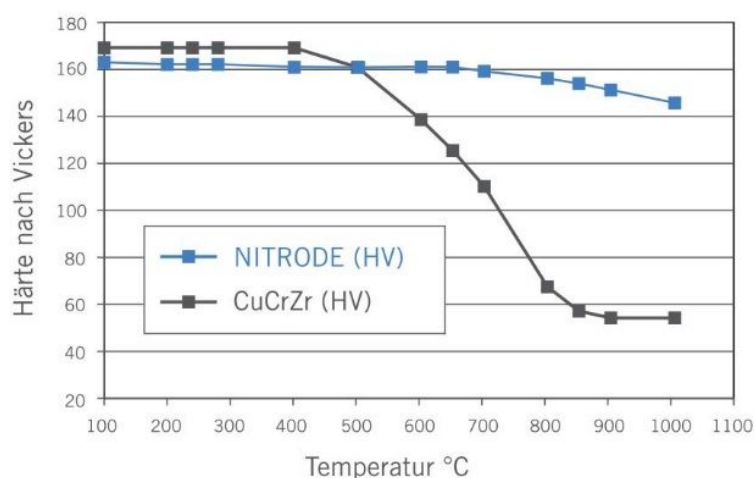


Abbildung 35: Luvata - Nitrode Härte über Temperatur [120]

C15760, siehe Tabelle 2. Welche Korngröße und wie hoch der Anteil an  $\text{Al}_2\text{O}_3$  Partikeln ist, wird in der Produktbeschreibung nicht genannt [118]. Aufgrund der Zusammensetzung weist der Werkstoff eine größere Warmhärte auf, siehe Abbildung 35. Dementsprechend sind beste Standmengenergebnisse zu erwarten, da thermomechanische Verformungen durch

Entfestigung als Hauptgrund einer verringerten Standfestigkeit genannt werden, siehe 3.10.8.

Außerdem soll die Leitfähigkeit bei mindesten 75 % des International Annealed Copper Standard (IACS) liegen.

$$IACS = \frac{k}{58} \cdot 100 \quad (17)$$

k: elektrische Leitfähigkeit in  $\text{S} \cdot \text{m}^{-1}$

### 4.3 Blechwerkstoffe im Automobilbau

In Abhängigkeit von der Karosseriebauweise, die in die Blechschalen-, Mischbau-, Spaceframe- und Kohlenfaserverstärkte-Kunststoff-(CFK)-Bauweise unterteilt werden kann, ergibt sich die Wahl des eingesetzten Werkstoffs. Bei der Blechschalenbauweise legt man sich auf den Werkstoff Stahl oder Aluminium fest, wogegen bei der Mischbau- und der Spaceframebauweise beide Werkstoffe zugleich für die Rohkarosse eingesetzt werden können. Mit Hilfe des Widerstandspunktschweißens, ohne Modifikation des Werkstoffs, ist es nur möglich gleiche Werkstoffe miteinander zu fügen. Durch das Bestreben immer leichtere Fahrzeuge zu bauen und vor dem Hintergrund, dass ein geringeres Karosseriegewicht den Einsatz kleiner dimensionierter Motoren, Antriebsstränge und Fahrwerksteile ermöglicht, stehen anforderungsspezifisch viele verschiedene Stahlwerkstoffe für die Konstruktion einer Fahrzeugkarosse zur Verfügung. Die Unterteilung erfolgt hier entsprechend der Festigkeit des Stahlwerkstoffs. Weiche Güten <140 MPa werden vornehmlich für Außenhautteile mit anspruchsvollen, plastisch wirkenden Geometrien genutzt. Hoch- und höherfestere Güten 180-300 MPa werden für Strukturbauteile komplexer Geometrien und höherer Festigkeitsbeanspruchung genutzt. Höchstfeste Stähle dienen im Crashfall zur Energieaufnahme, wogegen warmumgeformte Stähle mit Festigkeiten >1000 MPa als Strukturbauteile den Fahrgastbereich vor starker Deformation schützen.

Für die Untersuchungen ist entsprechend ihrer Festigkeit jeweils ein Stahlwerkstoff gewählt worden. Als weiche Güte ist die Wahl auf einen DX51D+Z gefallen. Dabei handelt es sich um einen weichen Stahl zum Kaltumformen der Maschinenfalzgüte. Das D in der Kennung steht für Flacherzeugnis, das X für die Walzart (warm oder kalt), die dem Lieferanten überlassen ist. Entsprechend DIN 10346 ist die Zusammensetzung:

## Verwendete Anlagentechnik und Werkstoffe

Tabelle 4: Chemische Zusammensetzung DX51D [168]

Stahlsorte		Massenanteil in % max.					
Kurzname	Werkstoffnummer	C	Si	Mn	P	S	Ti
DX51D	1.0917	0,18	0,5	1,2	0,12	0,045	0,3

Neben der Verwendung des DX51D in der Automobilindustrie kann es unter anderem hervorragend für Rohre und Entlüftungen, Tore, Türen und Regale sowie für Haushaltsgeräte genutzt werden. In Anlehnung an die Blechdicken einer Fahrzeugkarosse wird DX51D für die Untersuchungen ausschließlich in einer Dicke von 0,7 mm verwendet.

Die Gruppe der Hoch- und Höherfeste Legierungen ist durch ein HX340LAD + Z100 vertreten. Dabei handelt es sich um einen gut verformbaren schmelztauchveredelten mikrolegierten Stahl. Seine chemische Zusammensetzung entspricht den in Tabelle 5 angegebenen Massenanteilen.

Tabelle 5: Chemische Zusammensetzung HX340LAD [168]

Stahlsorte		Massenanteil in % max.							
Kurzname	Werkstoffnummer	C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Ti
HX340LAD	1.0933	0,12	0,5	1,4	0,03	0,025	≥0,015	0,1	0,15

Der Buchstabe H der Bezeichnung ist die Kennung für Flacherzeugnisse aus höherfesten Stählen zum Kaltumformen, der Buchstabe X steht für den nicht festgelegten Walzzustand. Mit der Zahl 340 wird die Mindestdehngrenze  $R_{p0,2}$  in Megapascal (MPa) angegeben. Die Buchstabenkombination LA steht für einen mikrolegierten Stahl der seine hohe Festigkeit durch die Legierungsbestandteile Niob, Titan und Vanadium erreicht. Sofern es sich um ein schmelztauchveredeltes Feinblech handelt wird die Buchstabenkombination zu LAD erweitert. Dieser Werkstoff findet vornehmlich Anwendung im Automobilbereich. Einsatzorte sind die Fahrgastzelle, die Längsträger und andere Karosserieteile, die im Crashfall durch Verformbarkeit bei hoher Festigkeit die Energie absorbieren.

Beide Stähle sind mit einer Schmelztauchverzinkung (Z) mit einem Zinkgehalt von mindestens 99 % versehen. Bei keiner weiteren genaueren Spezifikation ist von einer Mindestauflagenzahl von Z100, mit einer Masse von  $100\text{g/m}^2$  auszugehen. Dabei muss die Menge auf den Blechseiten nicht gleich verteilt sein, mindestens jedoch 40% der Auflagenmasse je Seite [168]. Der Buchstabe M der Bezeichnung des Überzugs steht für die Gefügestruktur der Beschichtung, hier für kleinere Zinkblumen.



Durch einen kontrollierten Erstarrungsvorgang kann die Größe der Zinkblumen gezielt eingestellt werden. Eine weitere Verbesserung der Oberfläche wird durch das nachgestellte Kaltwalzen erzielt und ist - sofern durchgeführt - in der Werkstoffbezeichnung mit dem Buchstaben B vermerkt. Die chemische Zusammensetzung dieser Schicht wird in DIN 10327 [169], siehe Anhang Tabelle 13 Seite 121, genau beschrieben.

Als ultrahochfeste Stähle werden warmumgeformte Vergütungsstähle eingesetzt. Dabei handelt es sich um niedriglegierte Stähle, die zur Erzielung einer martensitischen Erstarrung mit Bor legiert sind (22MnB5). Diese Stähle zeichnen sich nach der Umformung durch die höchste Festigkeit der Stahlwerkstoffe in der Autokarosserie aus. Entsprechend finden diese Werkstoffe Einsatz in Bauteilen zur Abführung oder Verteilung der Stoßenergie. Üblicher Einsatzort des Materials ist in der Struktur der Fahrgastzelle. Mit Hilfe dieser Stahlsorte ist es möglich, leichtere und zugleich sicherere Fahrzeuge zu bauen. Die chemische Zusammensetzung der verschiedenen Legierungskonzepte dieser Stahlsorte ist in DIN 10083-3 festgehalten, wobei die Produktzusammensetzung der Hersteller sich an diesen Angaben nur orientiert. Die chemischen Massenanteile der Werkstoffnummer 1.5530 sind in Tabelle 6 aufgeführt.

Tabelle 6: Chemische Zusammensetzung Mangan-Bor-Stahl [170]

Stahlsorte		Massenanteil in % max. und min.					
Kurzname	Werkstoffnummer	C	Si	Mn	P	S	B
20MnB5	1.5530	0,17	0,4	1,4	0,025	0,035	0,005
		0,23	-	1,1			0,0008

Als Blechbeschichtung wird beim Mangan-Bor-Stahl ein Aluminium-Silizium Überzug mit einer nach DIN EN 10346 genormten beidseitigen Mindestauflagenmasse von 150 g/m<sup>2</sup> verwendet. Ihre Zusammensetzung besteht aus 90% Aluminium und 10% Silizium. Das Erscheinungsbild ist eine matt bis leicht glänzende silberne Oberfläche. Ihr Reflexionsvermögen liegt bei 80% bei einer Temperatur bis 400°C

Diese Auflage zeichnet sich durch ihre gute Korrosionsbeständigkeit gegenüber Kohlenwasserstoff und gegenüber Anwendungen unter Temperaturbelastung aus. Der Korrosionsschutz reicht aufgrund der sich ausbildenden undurchlässigen oxydischen Schutzschicht bis zu Temperaturbelastungen von 650-800°C. Diese Schutzschicht ist kratzfest und blättert nicht ab.

Da der Überzug im Schmelztauchverfahren aufgetragen wird, bildet sich an der Grenzfläche zwischen Stahl und der Beschichtung - eine ternäre - Legierungsschicht

von 4-7 Mikrometern aus. Durch ihren spröden Charakter sind besondere Maßnahmen wie ein geringes Auflagemaß oder zusätzliche Beölung notwendig, um komplexe Tiefziehteile herzustellen.

Neben den Stahlwerkstoffen wird als metallischer Leichtbauwerkstoff eine Aluminiumlegierung (AlMg3) in die Versuchsreihen mit aufgenommen. Es handelt sich um eine Aluminium-Knetlegierungen mit mittlerer Festigkeit und hoher Korrosionsbeständigkeit. Die Legierung ist nicht aushärtbar, da an den Korngrenzen bevorzugt grob disperse  $\text{Al}_3\text{Mg}_2$ -Phasen entstehen. Folglich erhält man nur eine geringe Festigkeitssteigerung durch Steigerung des Magnesiumgehalts. Die Legierung zeichnet sich durch ihre gute Kaltumformbarkeit aus. Aufgrund der chemischen Zusammensetzung, siehe Tabelle 7, handelt es sich um eine preisgünstige Aluminiumlegierung. Entsprechend ist der Einsatz neben dem Fahrzeugbau auch in der Blechverarbeitung und im Baugewerbe denkbar.

Tabelle 7: Chemische Zusammensetzung AlMg3 [171]

Bezeichnung der Legierung		Massenanteil in % max.								
Numerisch	Chemische Symbole	Fe	Si	Mn	Mg	Cu	Cr	Zn	Ti	Al
EN AW-5754	Al Mg3	0,4	0,4	0,5	2,6-3,6	0,1	0,3	0,2	0,15	Rest

Aluminium gehört zu den unedlen Metallen und hat somit eine große Affinität zum Sauerstoff. Ursache für ein korrosionsresistentes Verhalten, ähnlich wie ein Edelmetall, ist die sich an Luft schnell ausbildende, dünne, dichte und festhaftende Oxidschicht. Das entstehende  $\text{Al}_2\text{O}_3$  hat nur eine sehr geringe Durchlässigkeit für Elektronen und Ionen, wodurch der Vorgang einer Passivierung entspricht. Die typische Dicke der Schicht bei normalen Umgebungsbedingungen liegt zwischen 0,005-0,01  $\mu\text{m}$  und ist dabei Licht durchlässig. Die Eigenschaften dieser keramischen Schicht sind für das Verschweißen jedoch hinderlich. Der Schmelzpunkt liegt mit 2050°C deutlich über dem Schmelzpunkt des Aluminiums, welcher bei 660°C liegt. Folglich muss diese Schicht erst durchbrochen werden bevor sich eine Schweißlinse zwischen den Blechen ausbilden kann. Der schematische Aufbau der Oxidschicht ist in Abbildung 36 dargestellt.

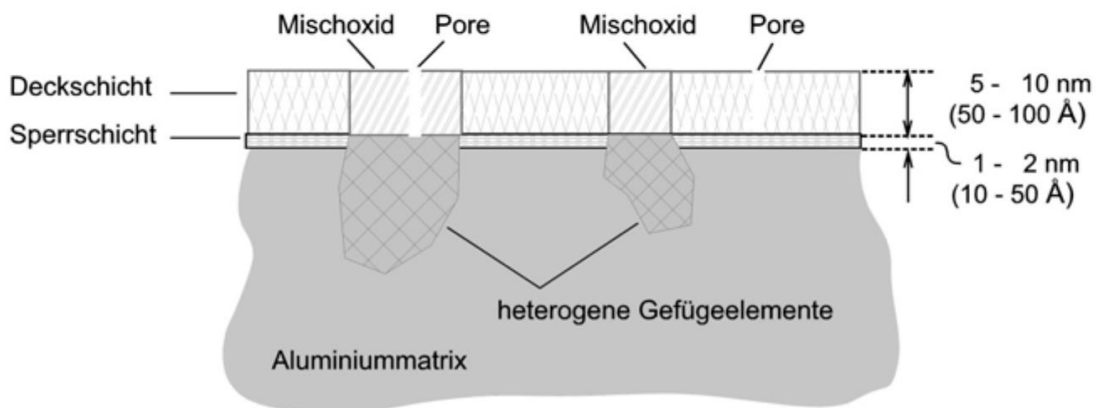


Abbildung 36: Schematischer Aufbau der Oxidschicht des Aluminiums [172]

Das Reaktionsprodukt aus Umgebungsatmosphäre und Aluminium stellt sich zweilagig dar. Direkt auf dem Metall bildet sich eine porenfreie Sperrschicht aus  $\text{Al}_2\text{O}_3$  aus. Außenliegend bildet sich eine poröse Deckschicht aus Aluminiumhydroxid  $\text{Al}(\text{OH})_3$  und Bayerit ( $\text{Al}_2\text{O}_3 + 3\text{H}_2\text{O}$ ) aus. Erhöhte Temperatur, Luftfeuchtigkeit und enthaltene Legierungselemente fördern die Dicke der sich ausbildenden Oxidschicht.

## 4.4 Vergütung 22MnB5

Für die Untersuchungen muss die benötigte Menge an vergütetem 22MnB5 in gleichbleibender Qualität hergestellt werden. Es wünschenswert, den Einfluss verschiedener Haltezeiten auszuschließen bzw. zu untersuchen. Für den Vergütungsprozess müssen die Bleche in einem ersten Schritt vollständige austenitiert werden. Hier soll eine Haltezeit von mindestens 5 min in einem auf 950°C vorgeheiztem Kammerofen für 1,6mm dicke Bleche genügen [173]. Nach Abbildung 37 ergibt sich beim Abschrecken von 900°C bereits ab -25K°/s ein rein martensitisches Gefüge. Bei der Betrachtung verschiedener Abkühlgeschwindigkeiten von -25 bis -2200 K°/s stellt sich heraus, dass erst ab 45°K/s das gewünschte Gefüge erzielt wird. Diese Abkühlgeschwindigkeit wird mit einer wassergekühlten Presse erreicht [173].

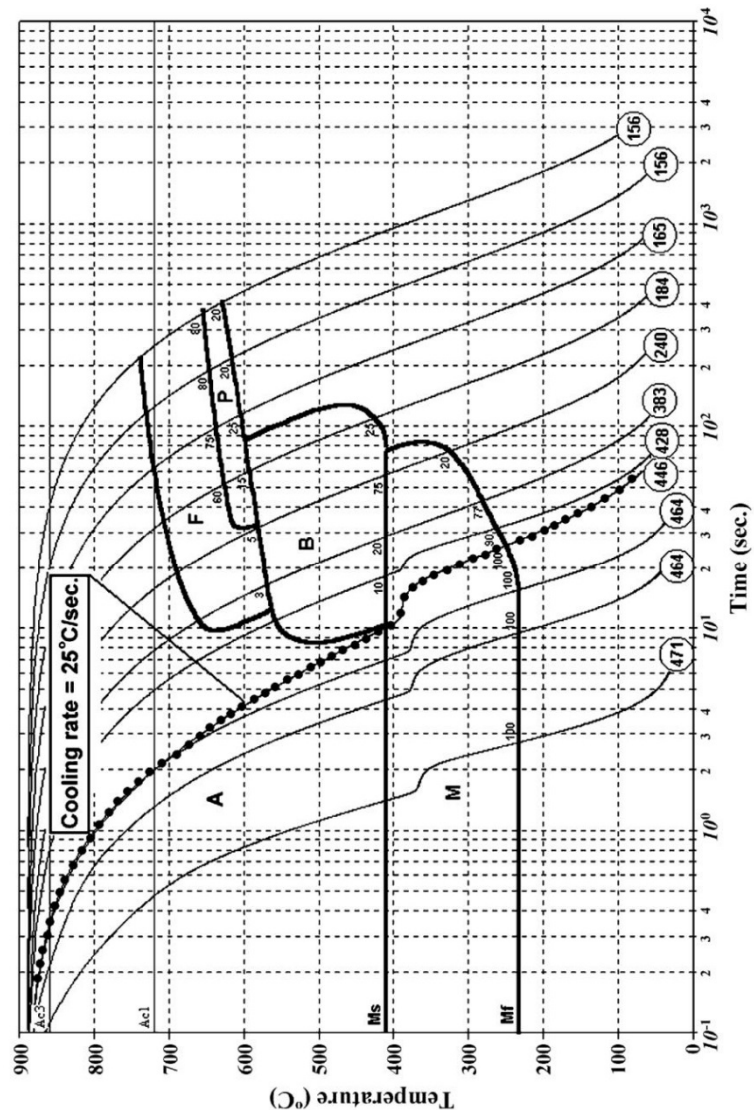


Abbildung 37: ZTU Diagramm für 22MnB5 [174]

Bei weiterem Anstieg der Abkühlgeschwindigkeit weichen die Eigenschaften Dehngrenze und Zugfestigkeit vernachlässigbar voneinander ab. Abhängig von der erzielten Abschreckgeschwindigkeit ist für dieses Material eine Härte von 446 HV zu erwarten. Die Temperatur des Werkstoffs muss durch den Abschreckvorgang die Martensitfinishtemperatur (Mf) von etwa 230°C unterschreiten, damit durch mögliche Selbstanlasseffekte keine Minderung der Härte eintritt.

## 4.5 Herstellung 22MnB5

Für die Austenitisierung werden die Bleche einzeln in einem Kammerofen mit einer Haltezeit von 10 und 5 min durchgewärmt. Die kürzere Haltezeit stellt bereits ein vollkommenes Durchwärmen des 1,6 mm dicken Materials sicher [CHO11], wogegen die Haltezeit von 10 min für eine durchschnittliche Haltezeit in der Fertigung stehen soll. Vorwärmtemperatur des Ofens ist 950°C, was ca. 100°C oberhalb des Austenitumwandlungspunkts AC3 liegt.

Nachfolgender Arbeitsschritt der Austenitisierung ist der Abkühlvorgang. Aus der notwendigen Abkühlgeschwindigkeit ergibt sich die Nutzung einer wassergekühlten Presse. In dieser Konstruktion wird eine Kniehebelpresse mit einer maximalen Kraft von 10 kN verwendet. Die Arbeitsfläche der Presse beträgt 40 x 40 cm, woraus sich eine minimale Flächenpressung von 6,25 N/cm<sup>2</sup> ergibt. Der untere Pressstempel wird während des Arbeitsvorgangs kontinuierlich mit Wasser gekühlt. Der obere Pressstempel besitzt keine aktive Kühlung. Die aufgenommene Wärme des oberen Stempels wird zwischen den Pressvorgängen durch Auflage auf dem unteren Pressestempel abgeführt. Eine Erwärmung über 50°C kann durch den Arbeitstakt ausgeschlossen werden.

### 4.5.1 Qualifikation der gehärteten Bleche

Für die Qualifizierung des Herstellungsprozesses sind die gehärteten Bleche mit den Literaturwerten zu vergleichen. Nach der DIN EN ISO 6507 erfolgt die Härteprüfung des 22MnB5 nach dem Vickersverfahren mit einer konstanten Prüfkraft von 10 kp. Damit erhalten die erfassten Härtewerte den Zusatz HV10. Für die Ermittlung der Härte wird die Probe an mehreren Positionen entlang einer Raumachse geprüft. Über eine arithmetische Mittelung der erfassten Werte erfolgt die Bestimmung der Nennhärte der Probe.

Die Härteprüfung der Proben mit einer Haltezeit von 10 min ergibt eine Härte von 440HV10 mit einer Standardabweichung von 4%. Die Proben mit einer Haltezeit von 5 min besitzen eine Härte von 487HV10 mit einer Standardabweichung von 3%. Die Zielhärte für die angestrebte Abkühlgeschwindigkeit liegt bei 446HV, siehe Abbildung 37.

Neben der Härte ist die Zugfestigkeit eine Materialeigenschaft, die zur Qualifikation des Härteverfahrens und der Blechproben beiträgt. Die Bestimmung der Zugfestigkeitswerte erfolgt über die Zugprüfung nach DIN EN ISO 6892. Die Prüfung umfasst

jeweils 5 Zugproben für die verschiedenen Austenitisierungszeiten von 5 und 10 min. Die Probenform ist Form H für Flacherzeugnisse mit  $L_{t\ min}$  165 mm. Das Ergebnis eines Zugversuchs ist die Dehngrenze  $R_{p0,2}$ , die Zugfestigkeit  $R_m$  und die Gesamtdehnung  $A$ . Für die Proben der verschiedenen Haltezeiten werden folgende gemittelt Werkstoffkennwerte aufgezeichnet, siehe Tabelle 8 :

Tabelle 8: Werkstoffkennwerte 22MnB5 für verschiedene Haltezeiten

	10 min Haltezeit		5 min Haltezeit	
	Kennwert	$\sigma$ in %	Kennwert	$\sigma$ in %
$R_{p0,2}$ in $N/m^2$	995	0,6	1039	0,6
$R_m$ in $N/m^2$	1500	2,9	1520	2,5
$A$ in %	1,5	5,2	1,5	5,6

Die Kennwerte beider Haltezeiten liegen oberhalb der erwarteten Zugfestigkeit von ca. 1450 MPa bei der angestrebten Abkühlgeschwindigkeit von 45 K/s. Vom Hersteller selbst wird nur eine maximal erreichbare Zugfestigkeit von 1650 MPa angegeben, die sich mit den Literaturangaben deckt [173 bis 175].

Abbildung 39 und Abbildung 39 zeigen die Morphologin der AlSi-Beschichtung des 22MnB5 für die verschiedenen Haltezeiten beim Austenitisieren. Die durchschnittliche Dicke der Schicht beträgt bei einer Haltezeit von 5 min 33  $\mu m$  und bei einer Haltezeit von 10 min 37,5  $\mu m$ . Diese Werte sind durch die Bestimmung des Flächeninhaltes der Auflageschicht errechnet.



Abbildung 39: Morphologie der AlSi-Beschichtung bei einer Austenitisierungszeit von 10 min

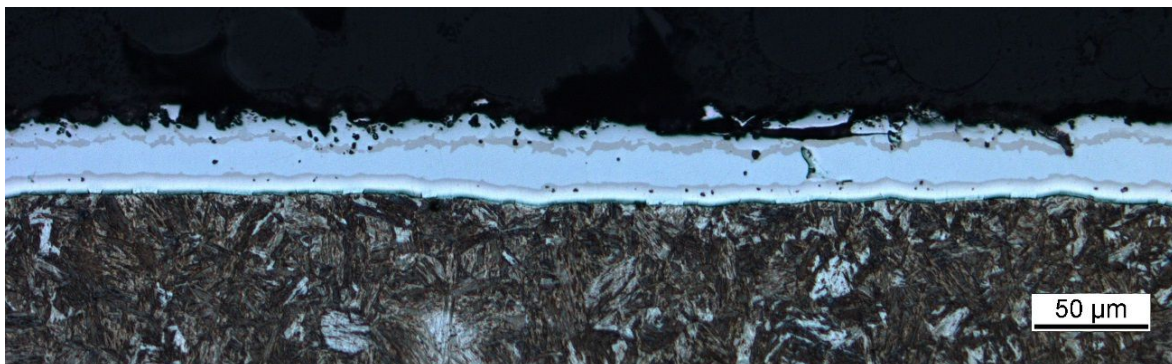


Abbildung 39: Morphologie der AlSi-Beschichtung bei einer Austenitisierungszeit von 5 min

Die Oxydschicht der Probe aus Abbildung 39 scheint durch die vermehrte Rissbildung spröder als die Oxydschicht in Abbildung 39. Die Auflageschicht ist in drei sichtbare Phasen unterteilt. Die Härtemessung der jeweiligen Schichten ist aufgrund der Dicke nicht normgerecht möglich. Dennoch ist eine Härtemessung durchgeführt worden, um einen möglichen Unterschied zwischen den oxydischen Schichten und der Haltezeit aufzudecken. Die Härtemessung der dem Grundwerkstoff am nächsten gelegenen Schicht ergab eine durchschnittliche Härte von 400HV<sub>0,025</sub>, die Härte der mittleren Schicht liegt bei ca. 1000HV<sub>0,025</sub>. Für ein besseres Verständnis zur Durchführung der Messung sind in Abbildung 40 die Härteeindrücke abgebildet. Die Härtemessung an den verschiedenen Proben ergab keinen signifikanten Unterschied.

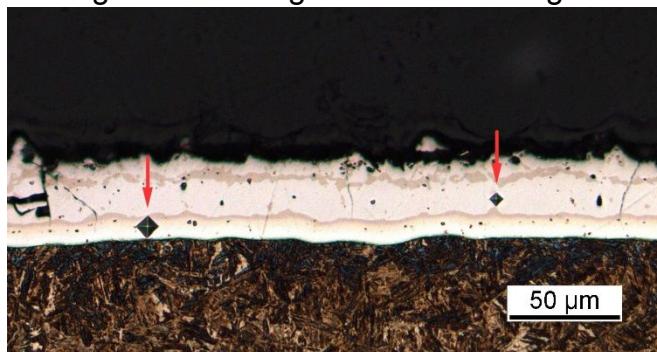


Abbildung 40: Dokumentation der Härtemessung

Die Kennwerte und ihre Standardabweichung aus Tabelle 8 belegen die Tauglichkeit der gefertigten wassergekühlten Presse. Außerdem zeigt die Tabelle, dass

eine Haltezeit von 5 min bei der Austenitisierung ausreicht, um ein vollkommen martensitisches Gefüge nach der Abkühlung einzustellen. Dies wird anhand der mechanischen Eigenschaften und Härtewerte der Proben verschiedener Haltezeiten belegt. Bezüglich der Morphologie der oxydischen Schicht können keine signifikanten messbaren Unterschiede festgestellt werden.

### 4.6 Widerstandsmessgerät

Für die Widerstandsmessung wird die Messdatenerfassung mit Hilfe des HKS Weld-Analyst durchgeführt. Dieser besitzt folgende technischen Spezifikationen:

- bis zu 12 analoge Signale sind anschließbar
- ein einzelner Eingang mit bis zu 1 MHz Abtastrate ist möglich
- Strommessung:
  - temperaturkompensierter, automatischer Abgleich des Messbereichs und des Drifts
  - Genauigkeit des Wechselstroms ist zeitlich unbegrenzt: 1,5 %
  - Genauigkeit des Gleichstroms für 20, 30, 60 kA bis 20 s: 1,5 % (max. Messzeit 35 s)
  - Bandbreite: 10 kHz (3 dB)
- Spannungsmessung:
  - direkte Spannungsmessung mit galvanischer Trennung
  - Messbereich: +/- 10 V (oder nach Anwendung +/-1 V bis +/-250 V); Genauigkeit: 1 %
  - Bandbreite: 20 kHz (3 dB Abfall); Ausgang: +/- 10 V

Für die Berechnung der Widerstände während der Schweißung muss vorausgesetzt werden, dass Strom und Spannung phasengleich abgetastet werden. Der Voraussetzung genügen müssen alle erfassten Messdaten über einen Analog-Digitalwandler an den Messrechner übertragen werden. Entsprechend ist der Messaufbau so angepasst worden, dass 8 phasengleiche, galvanisch getrennte Eingänge á 60kHz zu Verfügung stehen. Die Anzahl der Eingänge wird benötigt, um die Gesamtspannung, die Spannungsabfälle zwischen Elektrode /Blech, Blech/Bleche, den Stromverlauf und eine optionale Kraftmessung erfassen zu können.



## Kapitel 5

### Untersuchungsergebnisse

In diesem Kapitel wird der systematische Vergleich zwischen einer Schweißung mit einem Impuls und einer Schweißung mit einem Vorimpuls thematisiert. In der Praxis findet die Anordnung eines zusätzlichen, kürzeren Impulses vor einem deutlich längeren Impuls häufig Anwendung. Ein genaues Verständnis zum Einsatz des Vorimpulses existiert nicht. Zugleich wird in der Literatur ein positiver Nutzen vermerkt, siehe Kapitel 3.10.4. Eine These zum Vorimpuls besagt, dass durch dessen Einsatz das Linsenwachstum in einer mehrschnittigen Verbindung verschoben wird. Grundgedanke ist die optimale Nutzung der Kontaktwiderstände, siehe Abbildung 41. Zu

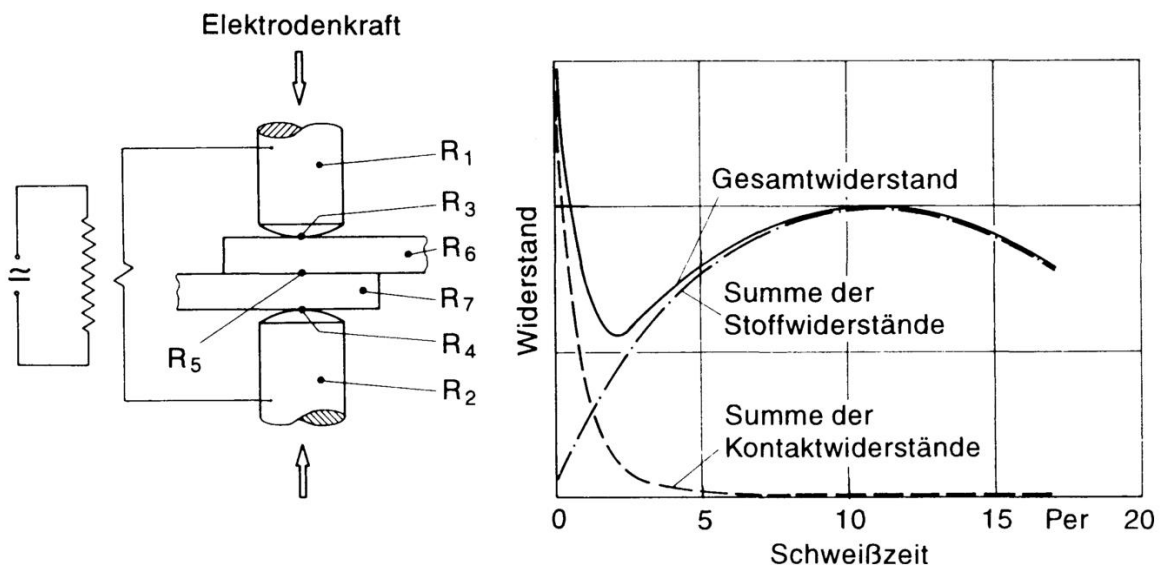


Abbildung 41: Widerstände beim Widerstandspunktschweißen [14]

Beginn einer Schweißung besteht der Gesamtwiderstand zum vorwiegend aus den Kontaktwiderständen. Entsprechend wird bei einem ersten Impuls ein Hauptteil der Wärmeenergie an den Berührflächen umgesetzt. Die Vorstellung ist, dass diese Energie bei dünnen Blechen im Außenbereich genügt, um die Grenzfläche aufzuschmelzen. Eine durchgehende Schweißung mit derselben Stromstärke ist nicht möglich, da sonst vermehrt Spritzer auftreten würden.

Als Indiz für die Verschiebung des Linsenwachstums durch einen Vorimpuls dienen die Thermografieaufnahmen in Abbildung 42 und Abbildung 43. Es wird die Wärmeentwicklung mit und ohne Vorimpuls bei Materialkombination aus 1,5 mm HX340,

1 mm 22MnB5 und 0,5 mm HC220 abgebildet. Der Vorimpuls scheint das Wärmezentrum in Abbildung 42 gegenüber Abbildung 43 weiter zum unteren Blech zu verschieben. Genauere Untersuchungen in dem vorliegenden Kapitel sollen diese These untersuchen.

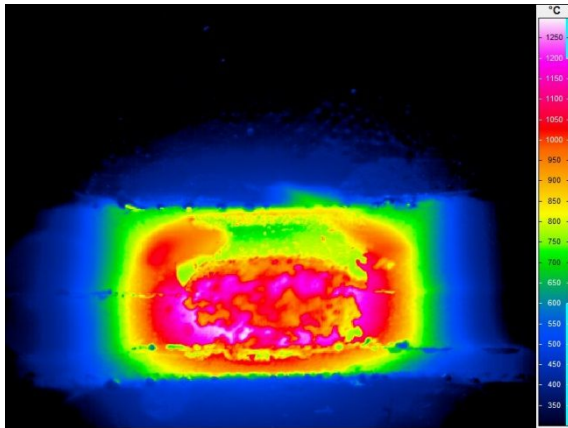


Abbildung 42: Thermografieaufnahme mit Vorimpuls

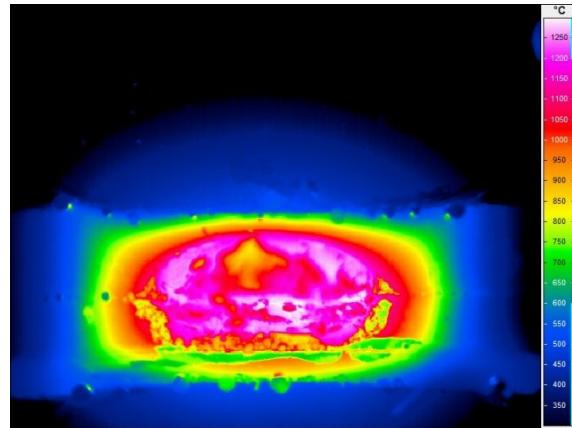


Abbildung 43: Thermografieaufnahme ohne Vorimpuls

Eine weitere These ist die Reduzierung der Standmenge eines Elektrodenpaares, wenn der Vorimpuls zum Einsatz kommt. Grund für diese These ist die längere Verweilzeit der Elektrodenkappen auf den zu verschweißenden Blechen, sowie eine höhere

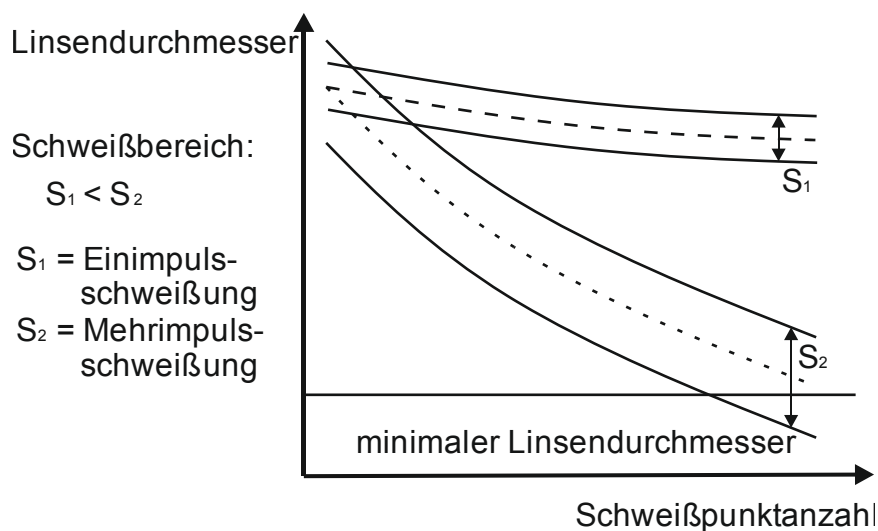


Abbildung 44: Parameterabhängige Änderung des Schweißbereichs über die Standmenge

Belastung durch größere Schweißströme. Denkbar wäre z.B. eine Schweißbereichsvergrößerung durch den Vorimpuls mit neuen Kappen, was eine Verringerung des Schweißbereichs über eine ansteigende Standmenge bedeutet, siehe Abbildung 44.

Bevor der konkrete Vergleich zwischen den Parametern erfolgt, soll im folgenden Kapitel ein geeigneter Kappenwerkstoff für die Untersuchungen thematisiert werden.

## 5.1 Auswahl des Kappenwerkstoffs

Im Hinblick auf die Frage, in wie fern der Kappenwerkstoff das Linsenwachstum über die Standmenge beeinflusst, wird ein vergleichender Versuch anhand drei verschiedener Blechwerkstoffe durchgeführt. Bei den Kappenwerkstoffen handelt es sich um die in Kapitel 4.2 vorgestellten Legierungen: CuCrZr1, welche häufig verwendet wird, sowie CuAg0,1 das für das Schweißen von Aluminium empfohlen wird, und die Nitrode, welche aufgrund ihrer Warmhärte anderen Kappenwerkstoffen überlegen sein soll. Die Untersuchungen werden an drei verschiedenen Blechwerkstoffen durchgeführt, siehe Tabelle 9. Zur Schaffung vergleichbarer Versuchsbedingungen wird ausschließlich eine Blechdicke von 1 mm verwendet. Die Kappengeometrie ist für alle Versuche der Typ F0/F1, Form A, Ø6R40-R70 mit einem Innenkegel vom Durchmesser 16 mm. Die verwendeten Parameter für die Versuche sind in Tabelle 9 aufgelistet.

Tabelle 9: Parameterversuch Kappenwerkstoffe

Blechwerkstoff	HX340LAD+Z100	22MnB5+AS150	AlMg3
Elektrodenkraft	2,5 kN	2,5kN	3,0 kN
Schweißzeit	300ms	300ms	60 ms
Schweißstrom	7 kA	7kA	25 kA

Der Umfang der Untersuchungen ist bei den Stahlwerkstoffen auf 500 Schweißpunkte begrenzt bzw. beim Aluminiumblech auf 200 Punkte. Der Durchmesser der Punktschweißungen wird alle 50 bzw. 25 Schweißungen anhand von 5 Meißelprüfungen protokolliert. Wenn das Mindestmaß des Schweißlinsendurchmessers von 4mm unterschritten wird, wird die Versuchsreihe abgebrochen.

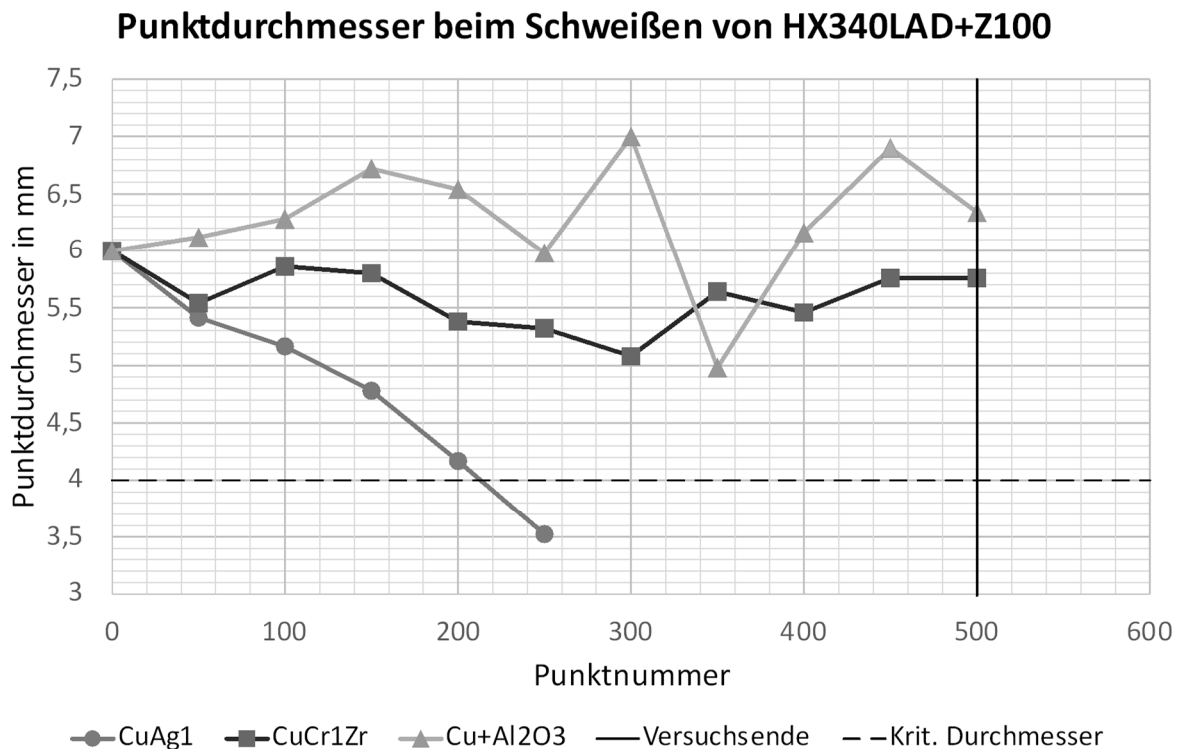


Abbildung 45: Linsendurchmesser in Abhängigkeit der Schweißpunktanzahl, HX340LAD+Z

A zeigt die Änderung des Linsendurchmessers in Abhängigkeit der Schweißpunktanzahl beim Verschweißen vom HX340LAD+Z. Die Elektrodenwerkstoffe CuCrZr1 und die Nitrode weisen über die gesamte Standmenge einen ausreichenden Durchmesser auf. Die Kappe aus CuAg0,1 zeigt eine kontinuierliche Verringerung des Linsendurchmessers, sodass eine Fortführung des Versuchs nach 250 Schweißpunkten nicht mehr sinnvoll ist.

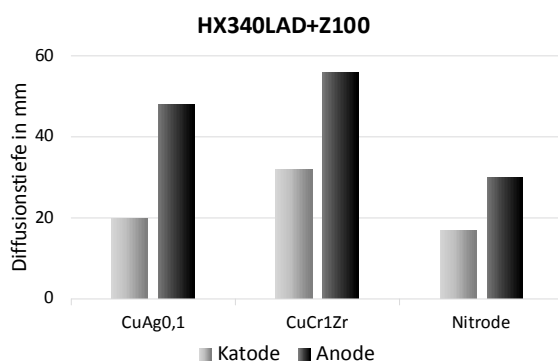


Abbildung 46: Elektrodendiffusionstiefe HX340LAD

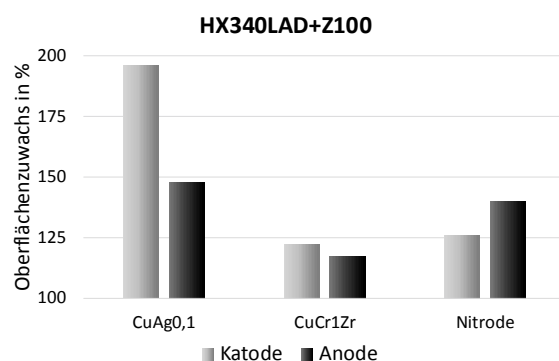


Abbildung 47: Kappenarbeitsfläche HX340LAD

Abbildung 46 zeigt das Ergebnis einer energiedispersiven Röntgenspektroskopie in Linienform (EDX-Linescans) senkrecht zur Arbeitsfläche der Elektrodenkappe. Da-

bei zählt bei dieser Betrachtung allein, ab welcher Tiefe ausschließlich die Legierungselemente der Elektrodenkappe zu finden sind. Für diese Untersuchung wird die Elektrodenkappe vorab in Längsrichtung mittig durchtrennt, sodass die Messung möglich ist. Neben dem Aspekt der generell größeren Diffusionstiefe anodenseitig, ist zu vermerken, dass die Elemente bei der Nitrode in die geringsten Tiefen eindringen.

Abbildung 47 zeigt den Kappenarbeitsflächendurchmesser am Ende der Standmenge. Der Durchmesser der Kappenarbeitsfläche wird an der mittig getrennten und eingebetteten Probe unter dem Mikroskop gemessen. Da die Arbeitsfläche exponentiell zum Durchmesser wächst, wird der Flächenzuwachs in Prozent, relativ zur Ausgangsarbeitsfläche aufgetragen. Eine Zunahme der Arbeitsfläche bedeutet bei konstanter Schweißleistung eine Abnahme der Stromdichte. Auffällig ist, dass bei der CuAg<sub>0,1</sub> Kappe diese Arbeitsflächenvergrößerung stärker ausgeprägt ist als bei den im Vergleich stehenden Kappen.

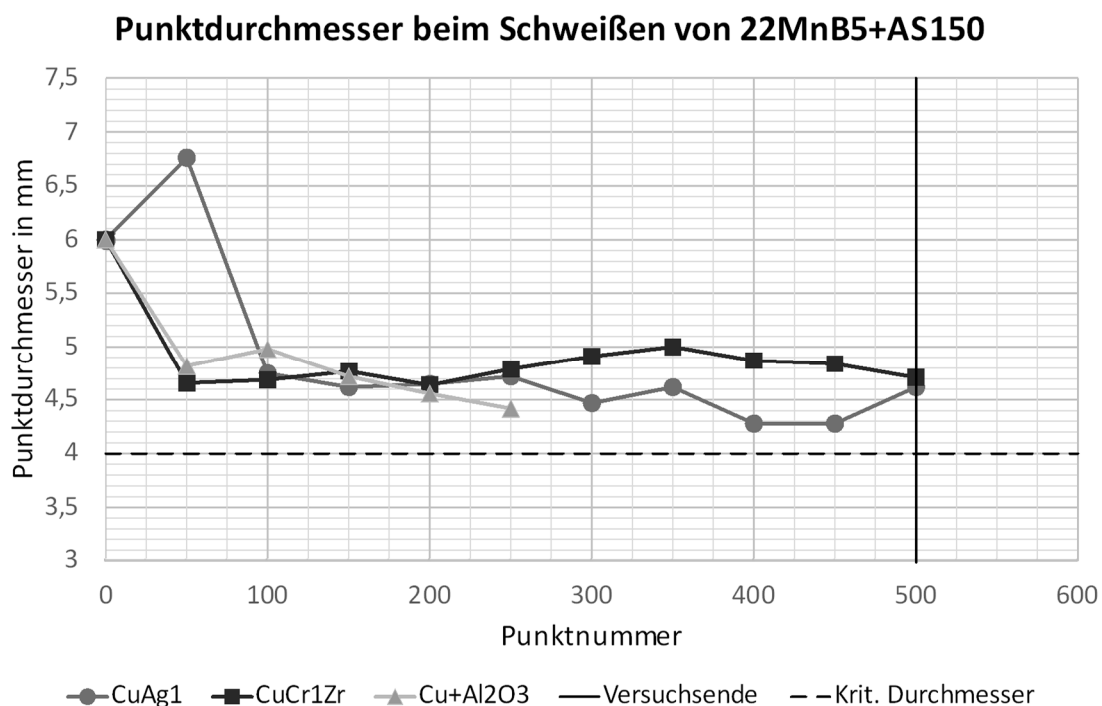


Abbildung 48: Linsendurchmesser in Abhängigkeit der Schweißpunktanzahl, 22MnB5

Abbildung 48 zeigt den Verlauf des Linsendurchmessers in Abhängigkeit der Schweißpunktanzahl beim Verschweißen von 22MnB5. Bei dieser Versuchskonfiguration ist über die gesamte Standmenge ein Durchmesser von ca. 4,5 mm bei den Kappen aus CuAg<sub>0,1</sub> und CuCrZr1 festzustellen. Davon abweichend liegt bei der

Nitrode ab dem 100. Schweißpunkt eine kontinuierliche Abnahme des Linsendurchmessers beim Verschweißen des 22MnB5 vor. Bei der Überprüfung nach dem 300. Schweißpunkten ist bei drei Meißelprüfungen kein Ausknöpfen festzustellen. Unabhängig des Kappenmaterials ist eine vermehrte Oberflächenspritzerbildung zu beobachten, die bei ca. 70% der Schweißungen auftritt.

Die beiden folgenden Darstellungen Abbildung 49 und Abbildung 50 visualisieren sowohl die absolute Diffusionstiefe als auch die Arbeitsflächenvergrößerung der Versuchsreihe 22MnB5. Die Vergrößerung der Arbeitsfläche fällt in diesem Versuch bei allen Kappen ähnlich aus, wobei hier die CuCrZr1-Kappe den kleinsten Flächenzuwachs aufweist. Die absolute Diffusionstiefe (Abbildung 49) verhält sich bei den untersuchten Kappenwerkstoffen jedoch verschieden. Die CuAg0,1-Kappe ist bis 50  $\mu\text{m}$ , die CuCrZr1-Kappe bis auf 100  $\mu\text{m}$  und die Nitrode bis auf 150  $\mu\text{m}$  Tiefe mit Fremdatomen verunreinigt.

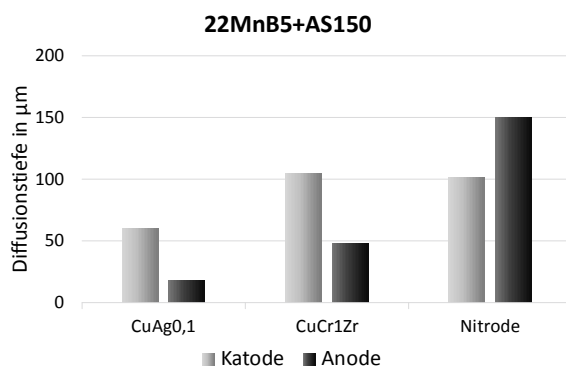


Abbildung 49: Elektrodendiffusionstiefe 22MnB5

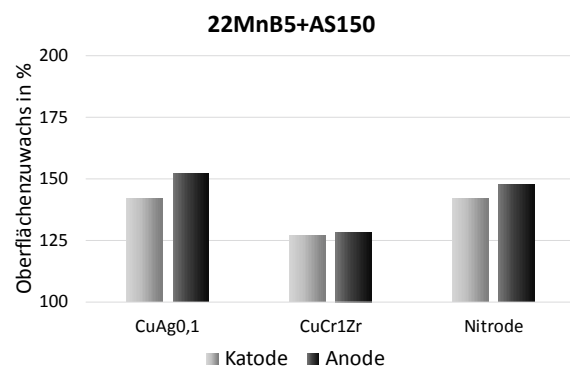


Abbildung 50: Kappenarbeitsfläche 22MnB5

Im metallografischen Schliff ist nach diesem Versuch bei der Nitrode sowohl in der Anode als auch in der Katode eine deutliche Rissbildung zu erkennen, siehe Abbildung 51.

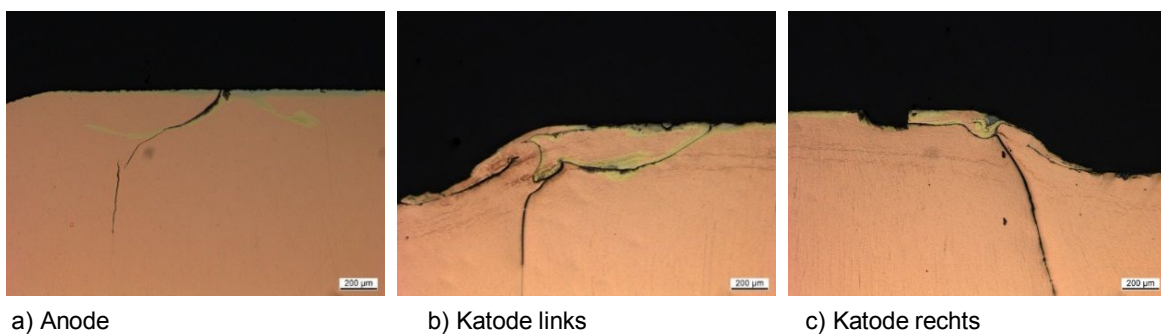


Abbildung 51: Rissbildung der Nitrode beim Schweißen von 22MnB5

Als weiterer Blechwerkstoff, an dem die Kappen verglichen werden, ist AlMg3 für die Versuchsreihe ausgewählt. Abbildung 52 zeigt, dass lediglich die Nitrode für die gewählte Standmenge von 200 Schweißpunkten ausreichend große Punktdurchmesser erzielt. Die Elektrodenkappen aus CuAg0,1 sowie CuCrZr1 können nur bis zum 125. Schweißpunkt ausreichende Linsendurchmesser erzeugen. Bei der Meißelprobe sind bei beiden Kappenwerkstoffen nur 3 von 5 Proben anforderungsgerecht. Der Schweißlinsendurchmesser beträgt 6 mm bei Schweißung mit neuen Kappen und reduziert sich nach den ersten 25 Schweißungen auf ca. 5,5 mm bei allen Kappenwerkstoffen. Im Gegensatz zu den Schweißungen an Stahlblechen ist mit steigender Schweißpunktanzahl eine Zunahme des Linsendurchmessers festzustellen.

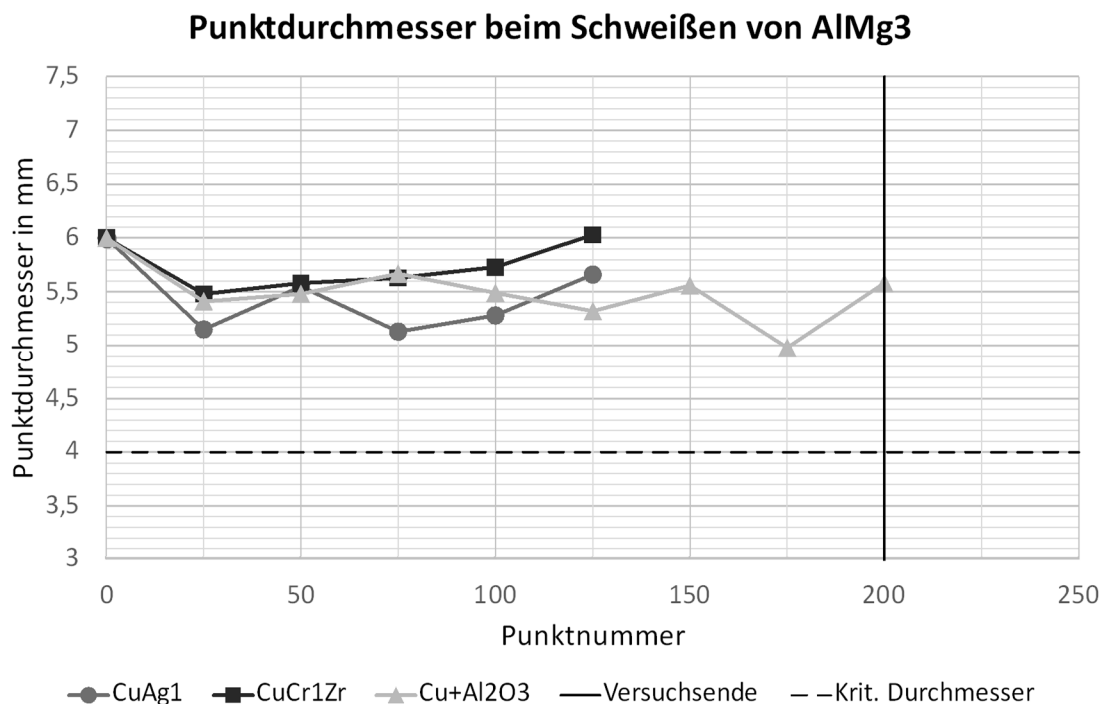


Abbildung 52: Linsendurchmesser über Schweißpunktzahl

Die Vergrößerung der Kappenarbeitsfläche fällt geringer als bei den Stahlschweißungen aus (vergleiche Abbildung 54 mit Abbildung 50 und 43). Gegenüber den Kappen aus CuAg0,1 und CuCrZr1 weist die Nitrode nahezu keine Vergrößerung der Arbeitsfläche auf. Bei der Diffusionstiefe zeigt die Nitrode ebenfalls geringste Tiefen von Verunreinigungen. Bei der CuCrZr1-Kappe reichen diese bis auf ca. 35  $\mu\text{m}$ ; bei der CuAg0,1-Kappe bis auf ca 65  $\mu\text{m}$ , siehe Abbildung 53.

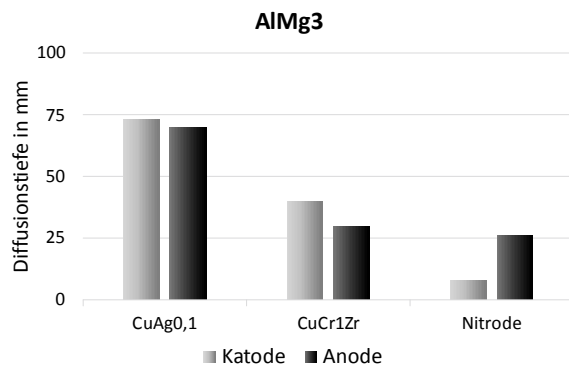


Abbildung 53: Elektrodendiffusionstiefe AlMg3

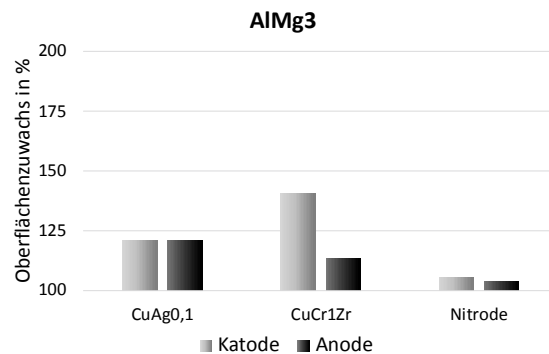


Abbildung 54: Kappenarbeitsfläche AlMg3

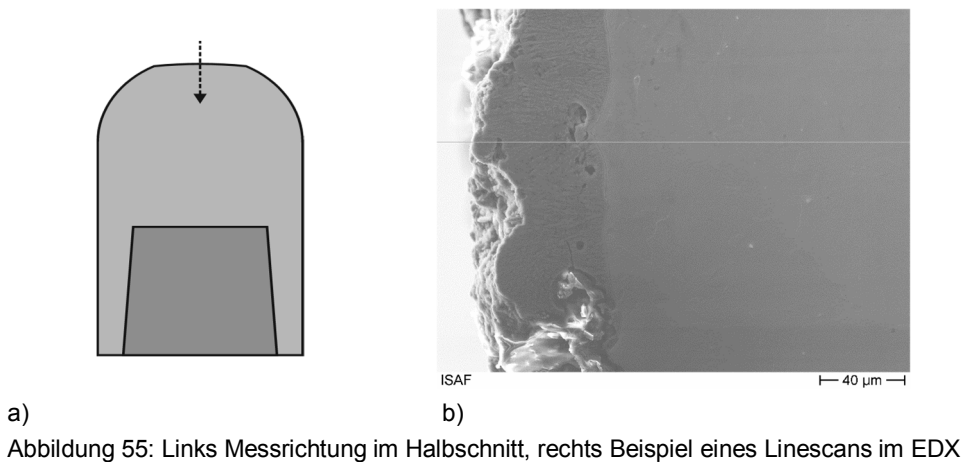
### 5.1.1 Auswertung

Betrachtet man die Ergebnisse der verschiedenen Versuchsreihen, so ist die Feststellung, dass kein Kappenlegierungskonzept für alle drei ausgesuchten Blechwerkstoffe geeignet ist. Beschränkt sich die Fertigung allein auf Stahlblech, so erzielt man mit der CuCrZr1, unabhängig des Beschichtungskonzepts, zufriedenstellende Ergebnisse.

Die Nitrode zeigt beste Ergebnisse sowohl beim Schweißen von AlMg3 als auch bei dem verzinkten HX340LAD-Blech. Das Konzept der gesteigerten Warmhärte der Elektrodenkappen, vergleiche 3.10.7, bewährt sich beim Verschweißen des 22MnB5 nicht. Hier ist verstärkte interkristalline Diffusion als Initiator zur Rissbildung festzustellen. Dieses Phänomen ist anoden-, wie auch kathodenseitig nachzuweisen, siehe Abbildung 51 a) bis c). Die gemessene Diffusionstiefe ist hier am größten und verstärkt die These der interkristallinen Diffusion, vergleiche Abbildung 49.

Generell ist die Kombination aus Diffusion und der Arbeitsflächenvergrößerung Ursache für den Verschleiß einer Elektrodenkappe. Die Kappe aus CuAg0,1 zeigt aufgrund der geringsten Warmhärte beim Verschweißen von HX340 die größte Arbeitsflächenvergrößerung bei gleichzeitig größter Diffusionstiefe, vergleiche Abbildung 46 und Abbildung 47, und stellt sich als ungeeignet heraus. Beim Verschweißen des 22MnB5 zeigt das Legierungskonzept geringste Verunreinigungstiefen und erzielt trotz geringer Warmhärte über die gesamte Schweißpunktanzahl ausreichend große Schweißlinsen. Beim Verschweißen von AlMg3 zeigen die Legierungskonzepte CuAg0,1 und CuCrZr1 im Vergleich zur Nitrode eine erhöhte Arbeitsflächenvergrößerung und eine größere Verunreinigungstiefe. Als Resultat kann nach 125 Schweißpunkten keine ausreichende Linsengröße festgestellt werden.





In den EDX-Linescans, im Halbschnitt der Elektrodenkappen, senkrecht zur Arbeitsfläche, siehe Abbildung 55, werden die Elemente Aluminium, Zink, Silicium detektiert. Aluminium mit dem größten Diffusionskoeffizienten in Kupfer, siehe Kapitel 3.7, kann bis in Tiefen von 90 µm nachgewiesen werden, siehe Abbildung 56. Das Diagramm ist so zu verstehen, dass auf der y-Achse die Diffusionstiefe aufgetragen ist, in positiver Richtung anodenseitig, in negativer Richtung katodenseitig. Beim HX420LAD und AlMg3 diffundiert das Aluminium bevorzugt in die Anodenseite ein, wogegen es beim 22MnB5 bevorzugt in die Kathodenseite eindiffundiert.

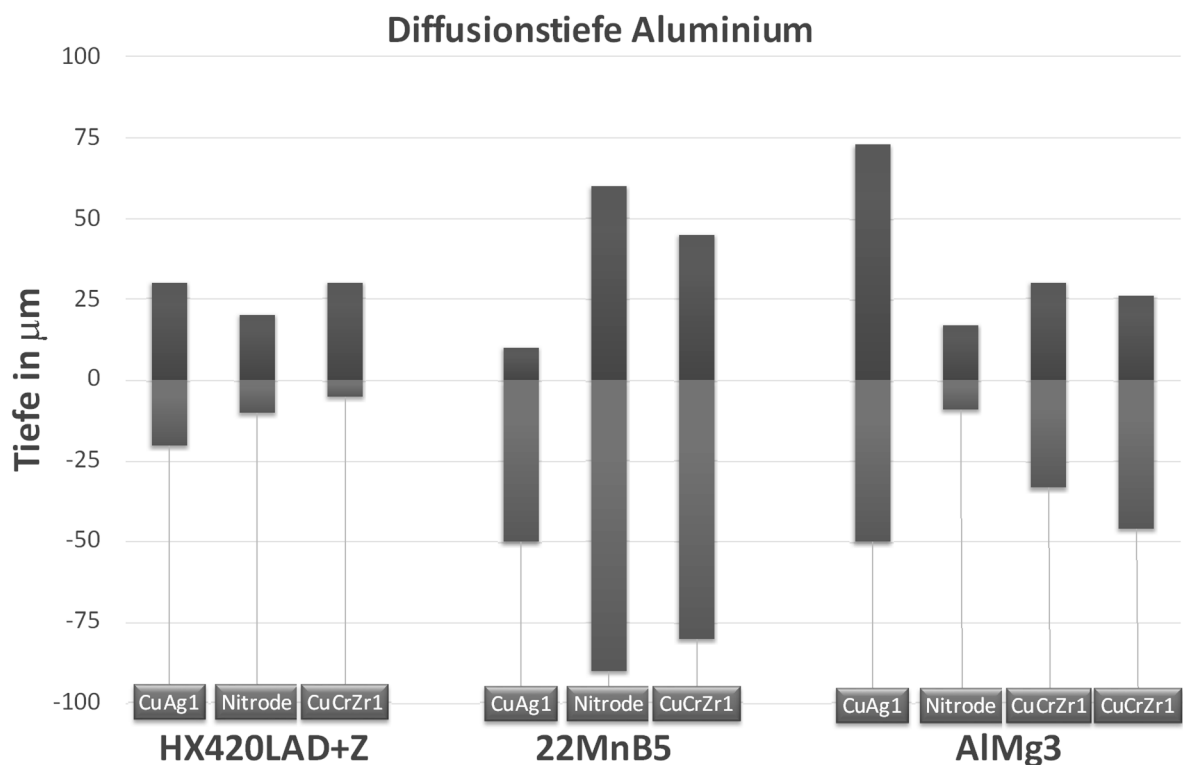


Abbildung 56: Diffusionstiefe von Aluminium in die verschiedenen Elektrodenkappenwerkstoffe

Abbildung 57 und Abbildung 58 zeigen die Diffusionstiefe der Elemente Zink und Silizium, welche nicht in allen Beschichtungen bzw. Grundwerkstoffen vorkommen. Auffällig ist, dass Zink ausschließlich in die Anode eindiffundiert, Silizium nahezu ausschließlich in die Kathode.

Vermutlich handelt es sich bei der Beobachtung der Bewegung von Ionen in einem festen Leiter um Elektromigration [176]. Dieser Effekt ist erst bei größeren Stromdichten  $>500 \text{ kA}$  zu erwarten, wird aber durch die mechanische Verformung der Kappenspitze und die dabei wachsende Anzahl der Fehlstellen begünstigt. Zugleich wird die betrachtete Diffusionsschicht auf der Kappenspitze erhöhten Temperaturen von ca.  $900\text{C}^\circ$  während den Schweißungen ausgesetzt. Eine vermehrte Anzahl von Fehlstellen, wie auch die erhöhte Temperatur, fördern die Diffusion bzw. die Elektromigration.

Dass nur bestimmte Elemente in die Anode bzw. Kathode diffundieren, lässt sich sowohl mit den variablen Mehrstoffsystemen aus Kappenmaterial und Blechwerkstoff als auch den verschiedenen elektrischen Feldrichtungen begründen. Entsprechend ist anzunehmen, dass an den Kappenspitzen, abhängig von den Materialkombinationen, verschiedene elektrochemische Gleichgewichte vorherrschen. Zusätzlich wird durch die Eigenschaft der Atome, ihre Elektronegativität und ihre Größe, der Materialtransport bestimmter Elemente unter Stromeinfluss in die Elektrode begünstigt.

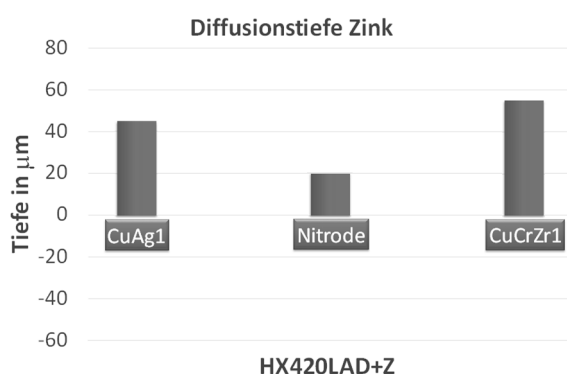


Abbildung 57: Diffusionstiefe Zink

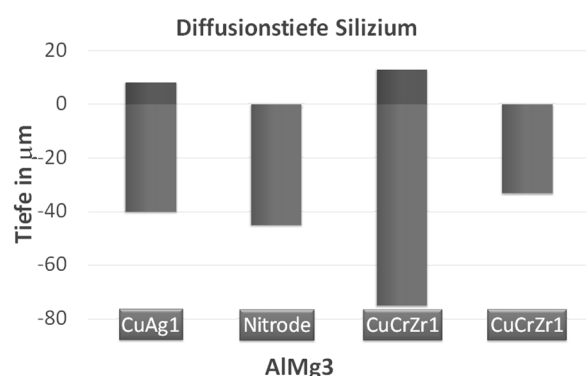


Abbildung 58: Diffusionstiefe Silizium

Zusammenfassend ist zu statuieren, dass die Arbeitsflächenaufweitung und die Diffusionstiefe wichtig sind, um einen Rückschluss auf den Elektrodenkappenverschleiß machen zu können. Allein eine hohe Warmhärte genügt nicht als Merkmal für die Eignung eines Elektrodenkappenwerkstoffs. Es stellt sich heraus, dass Aluminium am tiefsten in die Elektrodenkappen eindiffundiert in Abhängigkeit des zu verschweißenden Werkstoffs und der Elektrodenpolung. Dieses Phänomen ist auch bei den Elementen Zink und Silizium festzustellen.

Die Verschleißmerkmale der Elektrodenkappe bestehend aus der Arbeitsflächenvergrößerung und der Diffusionstiefe sollten durch den Kontaktwiderstand messbar sein. Entsprechend beschäftigt sich das nachfolgende Kapitel 5.2 mit der Kontaktwiderstandsmessung der Elektrodenkappen.

## 5.2 Widerstandsmessung zur Verschleißmessung

Als wesentliche Einflussgröße ändert sich über die Standmenge der Elektrodenkappen beim WPS-Prozess der Kontaktwiderstand auf die zu verschweißenden Bleche. Mit Hilfe der Kontaktwiderstandsmessung sollte ein Rückschluss auf den Zustand der Kappen oder eine Qualifizierung der Blechbeschichtung möglich sein.

Zur Ermittlung dieser Prozessgröße wird der Anlagenaufbau eines Widerstandspunktschweißprozesses nachgestellt. Bei dem Versuchsaufbau werden die Empfehlungen des Merkblatts DVS 2929-1 [160] und die der zugehörigen Merkblätter umgesetzt.

Die Konstruktion ist vergleichbar mit einer 2-Säulenpresse, welche auf einem massiven Tisch montiert ist, siehe Abbildung 60. Der bewegliche Querträger ist durch ein Stellrad über ein Gewinde in seiner Position verschiebbar. Die Elektrodenschäfte sind auf dem Tisch bzw. im beweglichen Querträger eingeschraubt. Unterhalb des auf dem Tisch montierten Elektrodenschafts befindet sich eine Kraftmessdose des Typs 1010 AF (SincoTec) mit einem Messbereich von bis zu 5 kN. Die Druckkraft wird durch das Stellrad variiert und kann innerhalb einer Abweichung  $\leq 1\%$  eingestellt und gehalten werden.

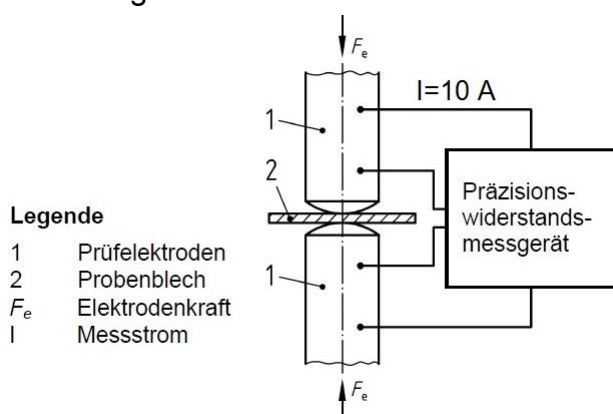


Abbildung 59: Schematischer Widerstandsmessaufbau [159]

Zur Messung der Widerstände wird ein Messgerät der Firma Burster eingesetzt, ein Resistomat des Typs 2304 mit Vierleitertechnik. Der Messfehler liegt  $\leq 0,01\%$  bei einer Auflösung von bis zu  $1\text{ n}\Omega$ .

Die prinzipielle Messanordnung und Verschaltung des Messgerätes ist in Abbildung 59 dargestellt.

Der Elektrodenkappentyp ist F0/F1, Form A, Durchmesser 16mm mit einer Arbeitsfläche der Geometrie  $\varnothing 6R40-R70$  und Innenkegel. Der Elektrodenkappenwerkstoff ist CuCr1Zr. Nach einem Wechsel der Elektrodenkappen werden diese innerhalb des Versuchsaufbaus gefräst. Hierdurch ist die Parallelität der Arbeitsflächen zueinander gegeben. Außerdem wird vor jeder Messreihe die mögliche Oxidschicht auf den Elektrodenarbeitsflächen mit einem Schleifvlies mit 1.000er Körnung entfernt. Abschließend erfolgt eine Reinigung mit Ethanol (96 %). Ein Unterlassen des beschriebenen Prozedere hat eine Zunahme der gemessenen Widerstandswerte über mehrere Versuchsreihen zur Folge [177]. Um Messschwankungen zu minimieren, sind die Messkabel an die Probebleche angelötet. Die Messkabel selbst werden mit dem Versuchsaufbau fest verbunden. So kann ihr Eigengewicht kein Biegemoment auf die Probebleche aufbringen und einen Messfehler verursachen.

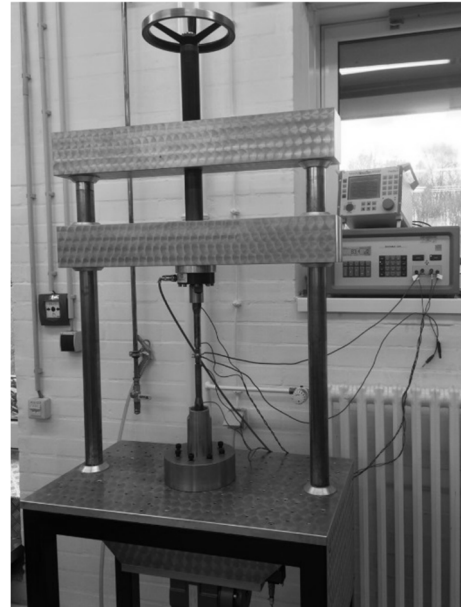


Abbildung 60: Messaufbau Kontaktwiderstände

Als Referenzmessung gilt der sogenannte Systemwiderstand. An Stelle eines Probeblechs wird ein goldbeschichtetes E-Kupferblech zwischen den Elektroden eingespannt. Vor jeder Widerstandsmessung wird diese Messung wiederholt und aus der Differenz von Systemwiderstand und gemessenem Widerstand an einem Probeblech ergibt sich ein vergleichbarer Wert. Ersetzt man im Aufbau der Systemwiderstandsmessung die gefrästen Elektroden durch verschlissene Elektroden, lässt sich auf die Diffusionsschichtdicke zurückschließen.

Wie in Abbildung 33 veranschaulicht, ermöglicht der Aufbau neben der Gesamtwiderstandsmessung jeweils die Messung des Widerstands von der Elektrode auf das Probeblech. Bei einer Messung mit zwei Blechen erhält man folgende Messwerte: Den Gesamtwiderstand ( $R_G$ ), gemessen von oberer zu unterer Elektroden, den Widerstand von der oberen Elektrode auf das erste Blech ( $R_1$ ) und den Widerstand von der oberen Elektrode auf das zweite Blech ( $R_2$ ). Dabei umfassen  $R_1$  und  $R_2$  die Stoff- und die Kontaktwiderstände zwischen den Messpunkten.

### 5.2.1 Ergebnisse

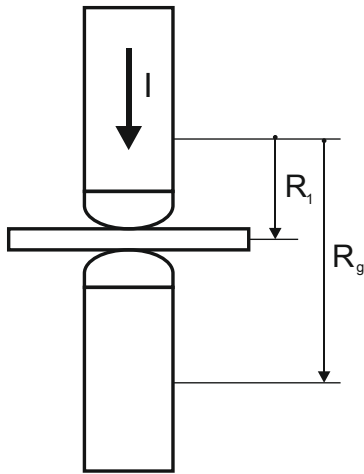


Abbildung 61: Gemessene Widerstände

Die nachstehende Abbildung 62 zeigt die Widerstandswerte einer Einzelblechmessung an einem DX51 + Z100 unter variabler Elektrodenkraft. Unter jeder Elektrodenkraft werden fünf verschiedene Probebleche, an denen jeweils sieben Einzelmessungen wiederholt werden, vermessen. Abgebildet sind die zwei messbaren Widerstände, siehe Abbildung 61: Der Gesamtwiderstand gemessen von Elektrode zu Elektrode als  $R_G$  und der Widerstand zwischen der oberen Elektrode und dem Probeblech als  $R_1$ . Gemäß der Erwartung entspricht  $R_G$  dem doppelten Widerstand des Betrags der Messung  $R_1$ . Sowohl die Größe des Widerstands als auch die Standardabweichung der Messwerte nimmt bei größeren Elektrodenkräften ab.

Mit der Einzelblechmessung sind lediglich Kontaktwiderstandsmessungen der Paarung aus Kupferelektrode und der Blechoberfläche möglich. Ebenso wichtig sind die

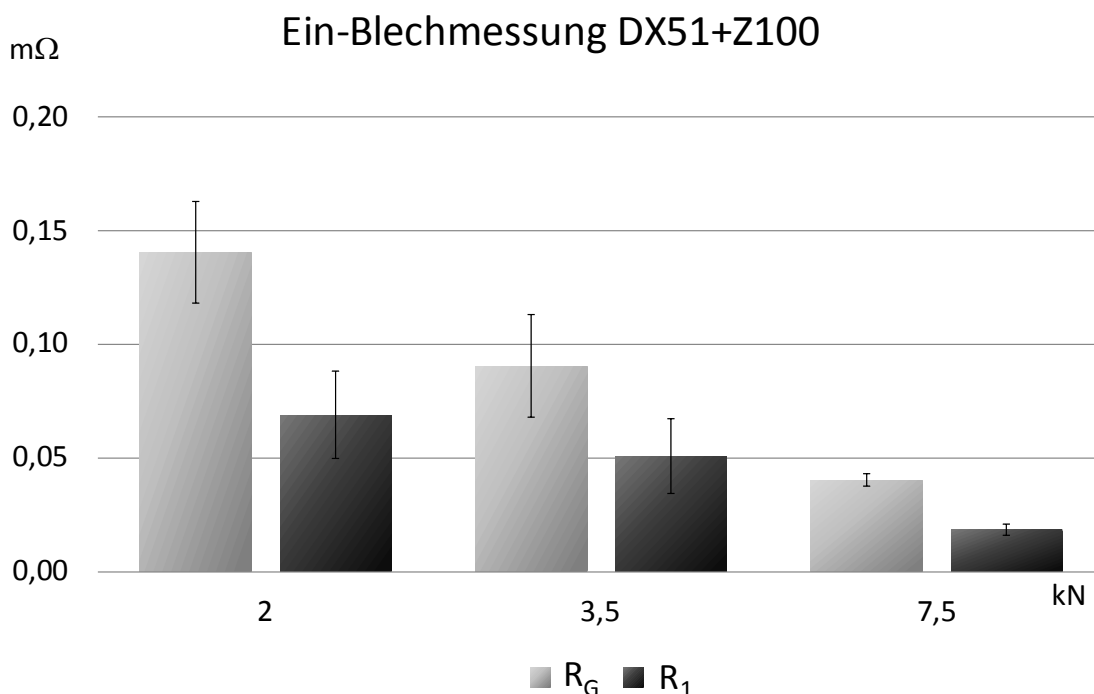


Abbildung 62: Vergleich der Mittelwerte von je fünf Messungen bei unterschiedlichen Elektrodenkräften

Kontaktwiderstände, die an dem Berührungspunkt zwischen den Blechpaarungen auftreten. Aus dieser Überlegung ergibt sich, dass die Widerstände in einem Aufbau mit zwei Blechen zwischen den Elektroden ebenfalls vermessen werden müssen.

Dabei zeigt sich, dass der Aufbau mit steigender Blechanzahl ein gesteigertes Setzverhalten vorweist, welches den Gesamtwiderstand beeinflusst, vergleiche Abbildung 63 und Abbildung 64. Bei der vergleichenden Betrachtung ist zu berücksichtigen, dass die Einheit der y-Achse bei der Einzelblechmessung in  $\mu\Omega$  und die Einheit bei der Zweiblechmessung in  $m\Omega$  aufgetragen ist.

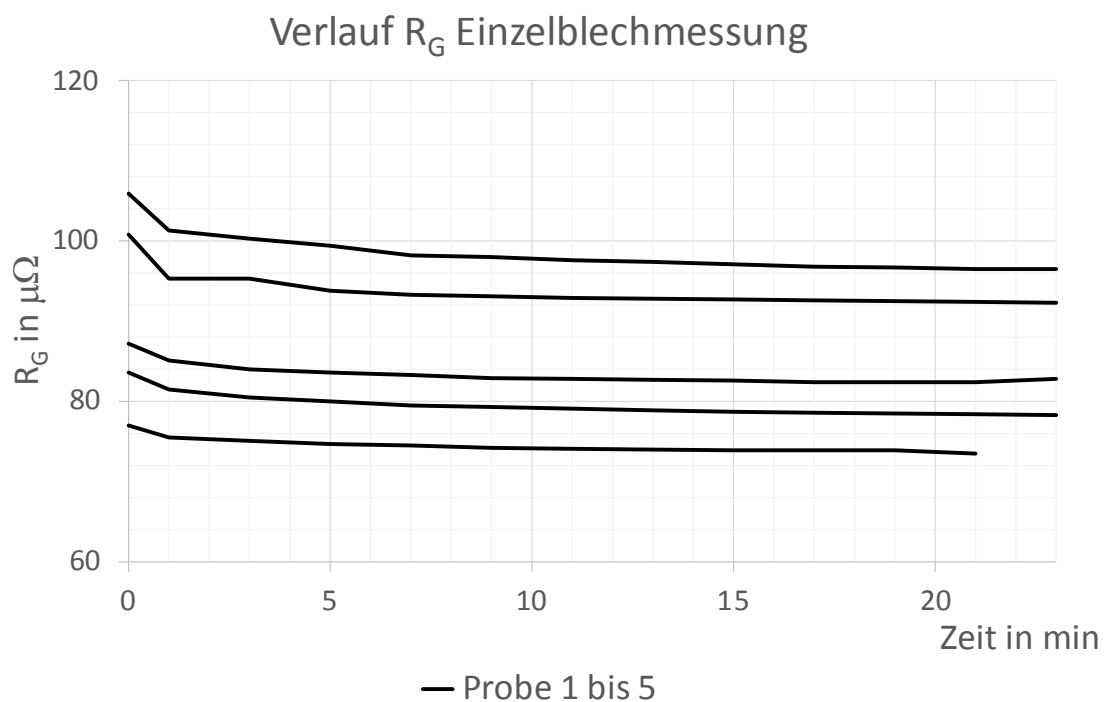


Abbildung 63: Ein-Blech-Messungen mit DX51D +Z100

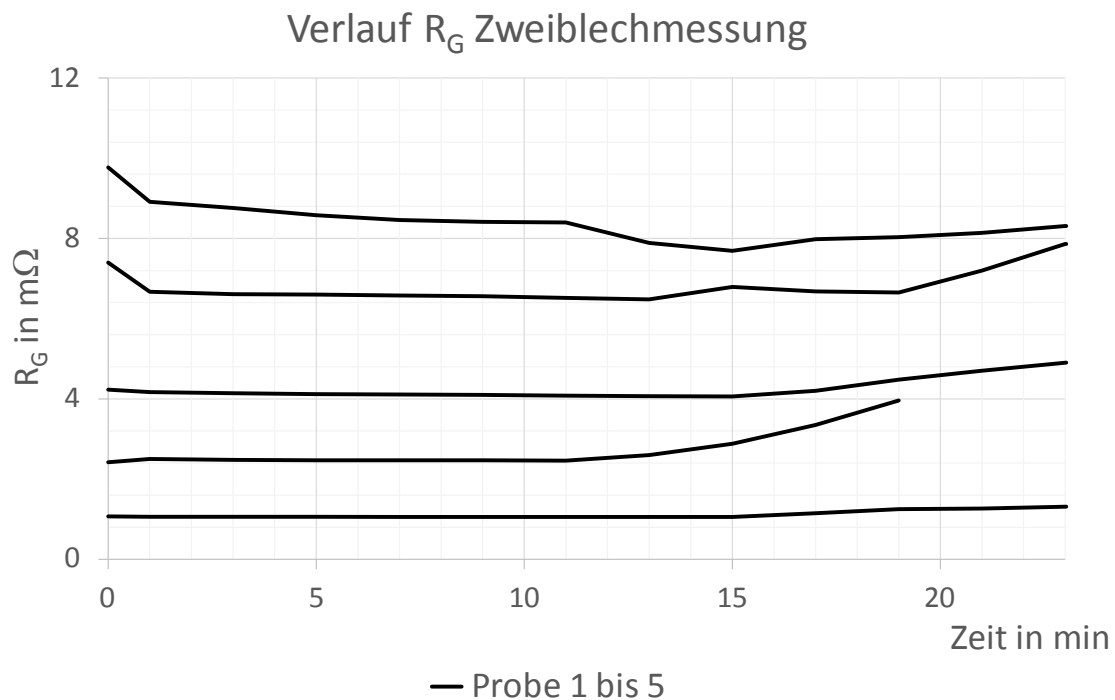


Abbildung 64: Gesamtwiderstandsverlauf zur Beurteilung des Setzverhaltens

Die Einzelblechmessungen weisen unabhängig ihres Ausgangswertes eine ähnliche zeitabhängige Abnahme des Gesamtwiderstandes auf, siehe Abbildung 63. Nach ca. 5 min Haltezeit, bezogen auf den Zeitpunkt des Aufsetzens der Elektroden, stellt sich ein konstanter Widerstand ein. Folglich ist es für eine Einzelblechmessung empfehlenswert, mindestens 5 min vor jeder Messung abzuwarten und im Anschluss daran, eine Kontrollmessung durchzuführen.

Der Gesamtwiderstand einer Zweiblechmessung verhält sich anders, siehe Abbildung 64: Zu Beginn ist ein Setzvorgang festzustellen, der nach 5 min abgeschlossen ist. Im weiteren Verlauf der Messung ist mehrfach ein erneuter Anstieg von  $R_G$  zu beobachten. Dies bedeutet eine größere Varianz für die Ermittlung eines einzelnen Widerstands in einer mehrschnittigen Anordnung.

Die These für dieses Verhalten ist, dass neben dem Setzverhalten, thermische Ausdehnung im Zusammenhang mit der großen Berührfläche zwischen zwei Blechen zu einem zeitlich variablen Engwiderstand führt. Also ist die Idee, dass eine Ronde mit gewölbtem Boden die Kontaktfläche auf einen Kontaktpunkt bei einer Blechpaarung reduziert. Entsprechend werden aus dem Blechmaterial Ronden mit gewölbten Böden gezogen.

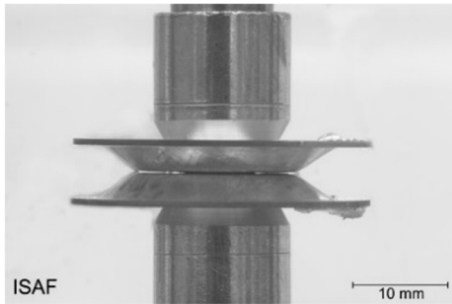


Abbildung 65: Makroaufnahme einer Rondenmessung

In Abbildung 65 ist der Messaufbau mit den beschriebenen Ronden in der Seitenansicht zu sehen. Durch den nun bestimmten Kontaktpunkt zwischen beiden Blechen, sollte die Varianz des Widerstandsverlaufs minimiert werden. Das Ergebnis der fünf Messreihen ist in Abbildung 66 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass sich hier bereits nach 3 min ein konstanter Widerstand messen lässt. Im Gegensatz zu den flachen Proben ist die Änderung des Widerstands bis zum Ende der Aufzeichnung geringer.

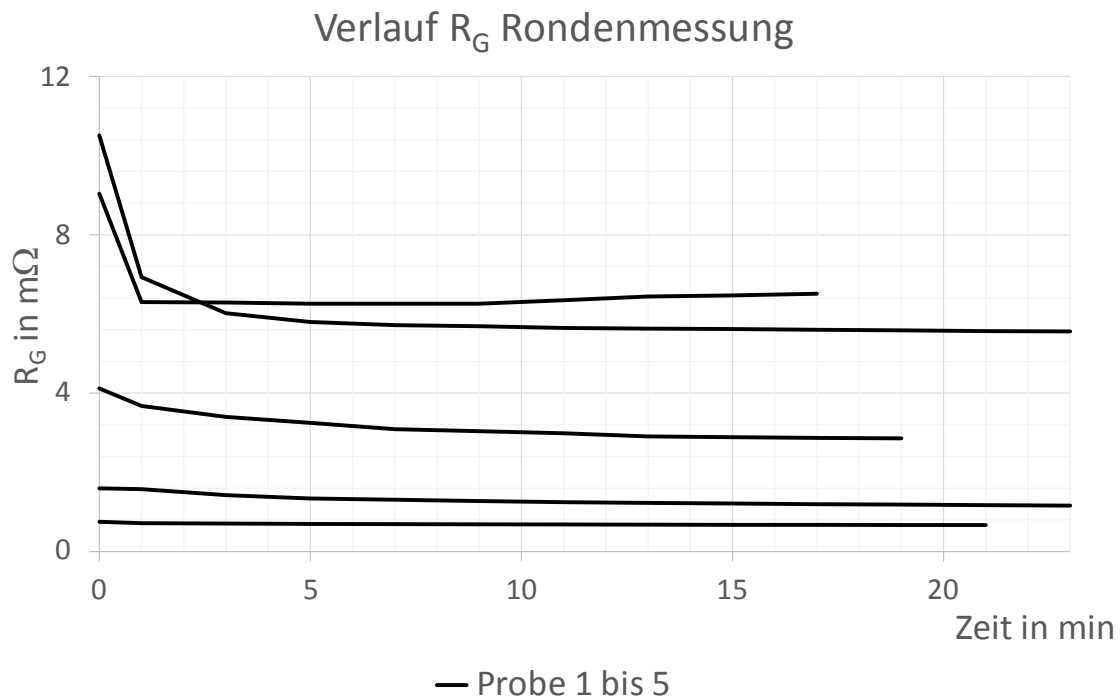


Abbildung 66: Gesamtwiderstandsverlauf von Ronden-Messungen

Rechnerisch kann dies für beide Versuchsanordnungen durch folgende Betrachtung ausgedrückt werden:

$$S = \frac{\sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (m_i - \bar{m})^2}}{\bar{m}} \quad (18)$$

$m$  = Messwert der Reihe  $i$

$\bar{m}$  = Mittelwert der Reihe

$n$  = Anzahl der Messwerte

$S$  = relative Varianz



Dabei wird die Standardabweichung einer jeden Messreihe ermittelt und in Relation zum Mittelwert der selbigen Messreihe gesetzt, siehe Gleichung (18). Dies erlaubt eine Mittelwertbildung der relativen Varianzen innerhalb eines Messaufbaus und erlaubt den Vergleich der verschiedenen Probeblechanordnungen.

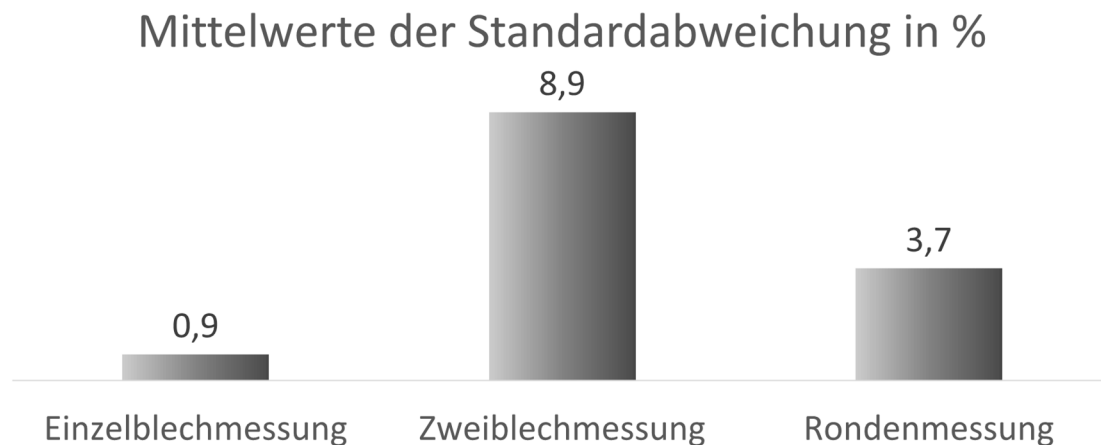


Abbildung 67: Standardabweichungen der verschiedenen Messaufbauten

Abbildung 67 zeigt die jeweiligen Standardabweichungen. Betrachtungszeitraum für alle Messwerte sind die Widerstände ab der 3. Minute bis Minute 23. Bei der Einzelblechmessung fällt diese mit 0,9% am geringsten aus, wogegen eine Zweiblechmessung einen Anstieg auf 8,9% bedeutet. Dabei ist zu bedenken, dass die absoluten Gesamtwiderstandswerte der Zweiblechmessung das 10-100fache der Einzelblechmessung betragen. Durch die Proben in Rondenform kann die Standardabweichung gegenüber der flachen Zweiblechmessung auf 3,7% gesenkt werden.

Theoretisch soll die Annahme gelten, dass der Widerstand zwischen der oberen Elektrode und dem ersten Blech symmetrisch zu dem Widerstand von der unteren Elektrode auf das untere Blech ist. Diese Widerstände werden mit den Größen  $R_1$  bzw. der Differenz von  $R_G$  und  $R_2$  bezeichnet. Die Abbildung 68 zeigt die jeweilig gemessenen Widerstände, links für die Proben als flache Blechstücke, rechts in Rondenform. Bei der flachen Form beträgt der Faktor zwischen beiden Widerständen ca. 4. Zugleich beträgt die Standardabweichung bei  $R_1$  31% und bei dem Widerstand von der unteren Elektrode auf das untere Blech ( $R_G - R_2$ ) sogar bei 62%. Dagegen liegt das Verhältnis bei der Rondenmessung zwischen beiden Widerständen bei 1,3 und die Standardabweichungen bei  $R_1$  24% bzw. bei ( $R_G - R_2$ ) 36%.

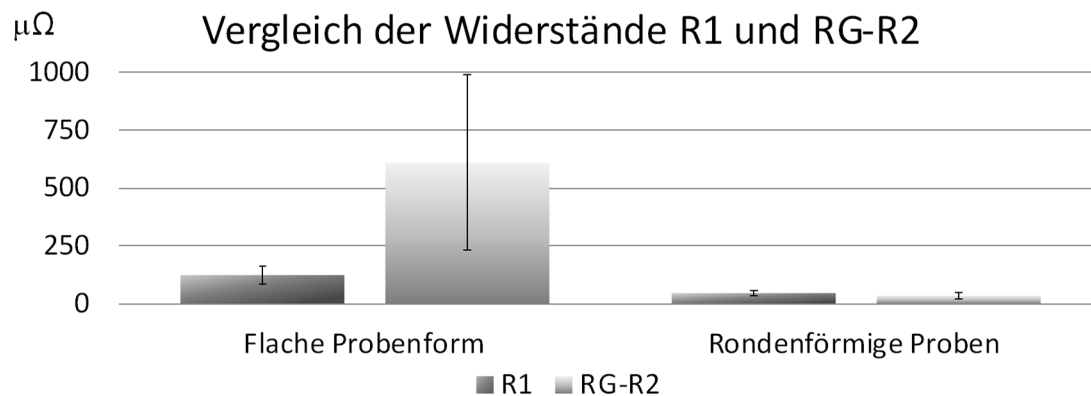


Abbildung 68: Vergleich der Rondenpaar- und Zwei-Blechmessung

Abschließend ist die Fragestellung zu klären, ob die gemessenen Widerstände an den Ronden den Übergangswiderständen an den Einzelblechen entsprechen. Dieser Vergleich ist nun in Abbildung 69 dargestellt. Die Widerstandswerte der rundenförmigen Proben unterliegen einer größeren Standardabweichung, doch haben die Mittelwerte der Übergangswiderstände vergleichbare Größen wie bei der Einzelblechmessung.

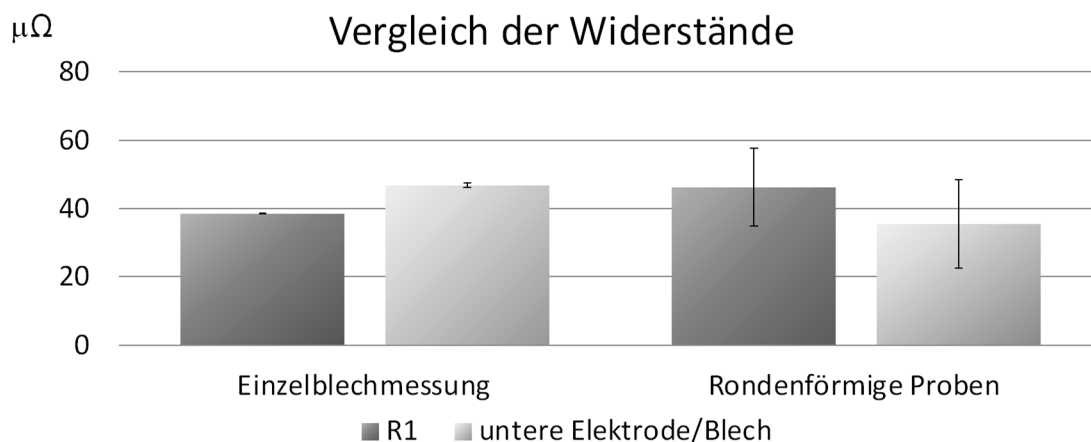


Abbildung 69: Vergleich der Rondenpaar- und Einblechmessung

Es wird deutlich, dass die Übergangswiderstände zwischen den Rondenpaarmessungen und der Einzelblechmessung vergleichbar sind. Außerdem lassen sich bei Rondenpaaren gegenüber flachen Proben zeitunabhängig, konstante Widerstände messen, siehe Abbildung 67. Zur Bestimmung des Kontaktwiderstandes zwischen einer Blechpaarung ist der Widerstand  $R_2$  exakt zu bestimmen, weshalb die Rundenform für diesen Fall zu bevorzugen ist. Nur in diesem Messaufbau ist die theoretische Symmetrie des Übergangswiderstandes von den Elektroden auf das jeweilige Blech auch im Versuch messbar. Die Übergangswiderstände von der Elektrode auf das

Blech sind in der Einzelblechmessung einfacher darstellbar. Hier genügt eine Verweildauer vor der Messung von 5 min, um den Einfluss des Setzvorgangs auf die Messung zu minimieren.

## 5.3 Linsenausbildung einschnittiger Verbindungen

Für eine Gegenüberstellung der Einimpulsschweißung und der Vorimpulsschweißung sind vergleichbare Parameter zu bestimmen. Die Abbildung 70 zeigt beispielhaft eine Möglichkeit. Dabei besteht Variante I aus einem Impuls der Dauer  $t_1$ . Variante II besteht aus zwei Impulsen, wobei die Summe der Schweißzeiten aus  $t_{2,1}$  und  $t_{2,2}$  mit  $t_1$  identisch ist. Die Stromstärke ist bei beiden Varianten gleich und folglich wird eine gleiche Menge Energie für den Schweißprozess zur Verfügung gestellt.

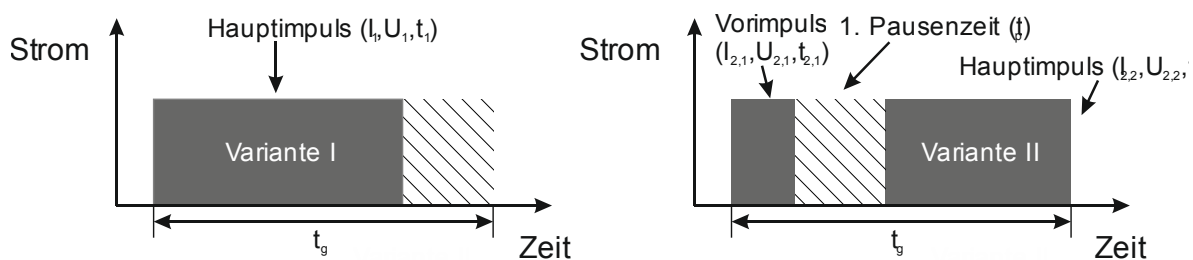


Abbildung 70: Vergleich Ein- und Zweiimpulsschweißung

Dieser Ansatz für den Vergleich beinhaltet zwei Kritikpunkte: Im Hinblick auf kurze Fertigungszeiten ist die erste Variante um die Pausenzeit zwischen Vor- und Hauptimpuls der zweiten Variante kürzer. Zusätzlich fließt innerhalb der Pausenzeit Wärme von dem Ort der Schweißlinsenentstehung in den Grundwerkstoff und die Elektroden ab. Aus diesem Grund wird zwar eine vergleichbare Menge Energie zum Schweißen eingesetzt, jedoch wird der Schweißlinse selbst nur eine geringere Menge Energie zur Entstehung bereitgestellt.

Mit dem Fokus auf die Anwendung in einer realen Produktion sind kurze Schweißzeiten in Kombination mit einem großen Schweißbereich von Interesse. Aus diesem Grund werden für die Schweißbereiche drei verschiedene Parametersätze verglichen.

Als Referenz dient das Schweißen mit einem Impuls. Dem wird das Verschweißen mit zwei Impulsen gegenübergestellt, wobei in der ersten Variante die Gesamtschweißzeit konstant bleibt. Dabei beträgt der Vorimpuls immer 80 ms mit einer folgenden Pausenzeit von 20 ms. Die Stromstärke hier ist hier mit 11 kA maximal gewählt, sodass über die Dauer der Elektrodenstandmenge in diesem Vorimpuls keine

Spritzer auftreten. Bei der zweiten Variante der Mehrimpulsschweißung wird derselbe Vorimpuls wie in der ersten Variante gewählt und die Dauer des Hauptimpulses entspricht der der Referenzschweißungen. Die gesamte Schweißzeit der zweiten Variante ist also immer 100ms länger als die der Referenzschweißung.

Als Blechwerkstoff wird ein DX51+Z in 1 mm Stärke eingesetzt. Der Schweißbereich wird unter der konstanten Kraft von 3 kN nach Norm SEP1220-2 ermittelt. Die Schweißbereiche werden in 5-facher Wiederholung für 200, 350, 500 und 650 ms durchgeführt. Die ermittelten Diagramme sind zum besseren Vergleich gemeinsam in Abbildung 71 aufgetragen.

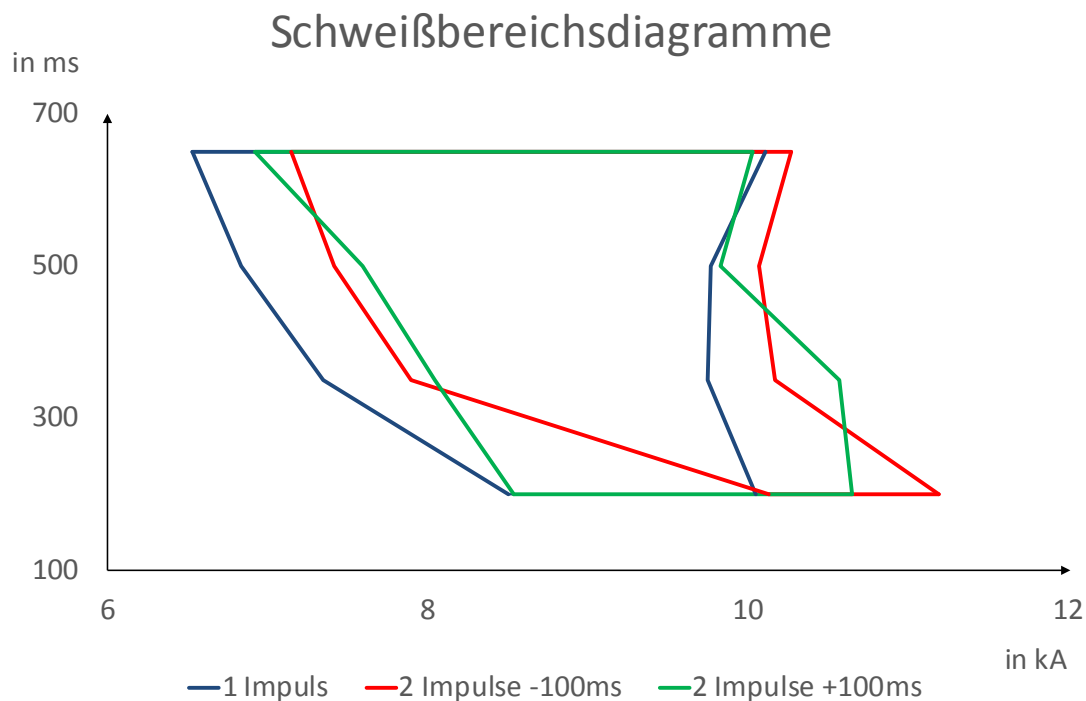


Abbildung 71: Schweißbereichsdiagramme Ein- und Mehrimpuls im Vergleich

In der Legende der Abbildung 71 bezeichnet "2 Impulse -100ms" die Variante der Mehrimpulsschweißung, bei der die Gesamtzeit der Einimpulsschweißung entspricht. Die Bezeichnung "2 Impulse +100ms" steht für die Mehrimpulsschweißung, bei der die Hauptimpulsdauer der Einimpulsdauer entspricht.

Der Flächeninhalt des Polygons der Einimpulsschweißung ist am größten. Der Flächeninhalt des Polygons der Variante "+100 ms" beträgt 91% bzw. das der Variante "-100 ms" beträgt 87% des Flächeninhalts bezogen auf die Einimpulsschweißung. Mit der Größe des Flächeninhalts wird die Größe des Schweißbereichs aller Schweißdauern der Einimpulsschweißung bzw. Mehrimpulsschweißung betrachtet.

Der Flächenmittelpunkt des Polygons der Einimpulsschweißung liegt bei 8,7 kA, der Variante "+100 ms" bei 9,0 kA und der Variante "-100 ms" bei 9,3 kA. Die Lage des Flächenmittelpunktes ist ein Indikator für die eingebrachte Leistung.

Abbildung 72 zeigt die Linsenwachstumsraten der drei untersuchten Parameter. Der parabelförmige Verlauf mit einem Maximalpunkt ist in der Durchführung zur Schweißbereichsuntersuchung begründet. Bei kurzen Schweißzeiten ist die Energiedifferenz zwischen einer Stufe von 0,2 kA gering, sodass es eine Stromerhöhung eine geringe Auswirkung auf den Anstieg des Linsendurchmessers hat. Die Varianz der Schweißlinsendurchmesser ist in diesem Bereich groß. Bei langen Schweißzeiten bildet sich ein Gleichgewicht zwischen zugeführter und abgeführter Wärme aus, wodurch die Linsenwachstumsrate erneut sinkt. Ein großer Teil der zugeführten Wärme geht durch Wärmeleitung verloren. Das Maximum des Kurvenverlaufs zeigt den maximalen Umsatz von dem Schweißstrom in den Schweißlinsendurchmesser.

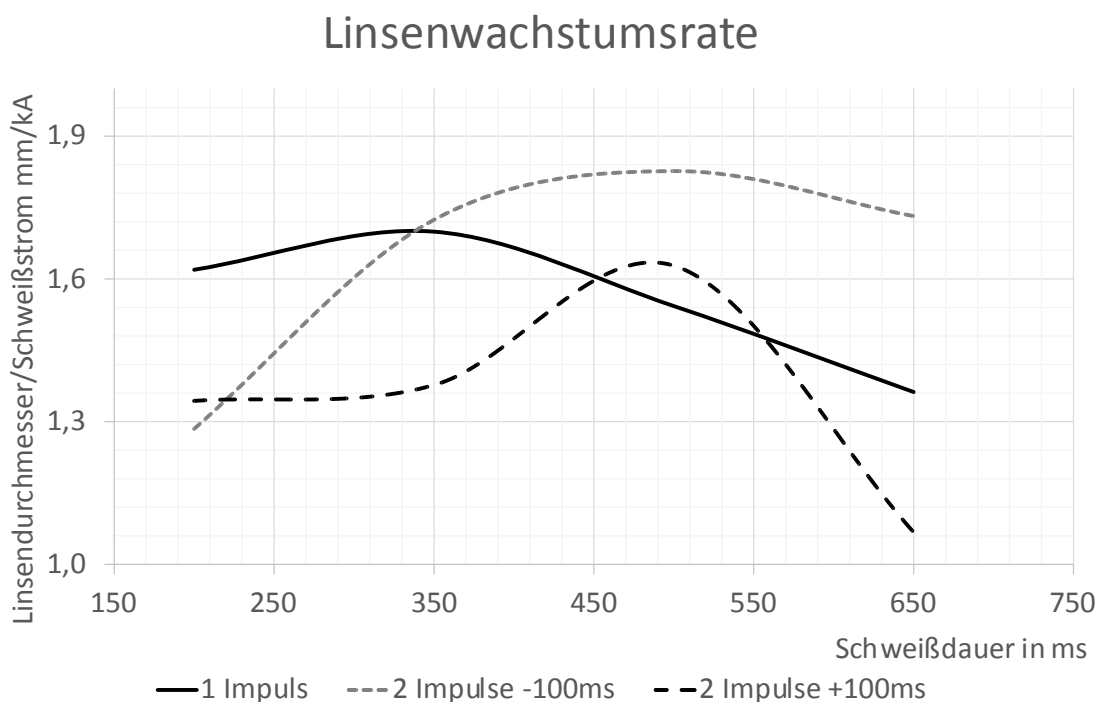


Abbildung 72: Wachstumsrate der Linse bei Ein- und Mehrimpulsschweißung

Bei der Einimpulsschweißung liegt das Maximum bei 280 ms, wogegen beide Zweiimpulsschweißungen ihr Maximum bei 500 ms besitzen.

Die Versuche zur Linsenausbildung bei der einschnittigen Verbindung soll den Vergleich zwischen ein und zweiimpulsigen Parametern erlauben. Anhand der Schweiß-

bereichsdiagramme aus Abbildung 71 ist zu belegen, dass ein Vorimpuls bei gleichen Schweißdauern den Schweißbereich, unabhängig der Schweißdauer, um ca. 10% reduziert. Außerdem wird durch Einflussnahme auf die Kontaktwiderstände der Schweißbereich im Mittel um 0,3 bzw. 0,6 kA angehoben. Dieser Verlagerung des Schweißbereichs bestätigen auch die ermittelten Linsenwachstumsraten. Die maximale elektrische Leistung wird bei der Einimpulsschweißung bei 280 ms, bei den Zweiimpulsschweißungen bei 500 ms umgesetzt.

Diese Ergebnisse zeigen, dass eine Mehrimpulsschweißung für eine einschnittige Verbindung mit gleichen Blechdicken bei den untersuchten Stahlgüten nicht sinnvoll ist.

Eine Intention dieser Arbeit ist es, ein Verständnis zu entwickeln, weshalb Mehrimpulsschweißungen bei mehrschnittigen Blechkombinationen eingesetzt werden. Bei diesen werden verschiedene Materialien und Blechdicken eingesetzt. Die Untersuchungen dieses Kapitels zeigen, dass die Reduktion des Schweißbereichs durch Mehrimpulsschweißungen akzeptabel ist, sofern dadurch die Schweißbarkeit einer Kombination ermöglicht wird. Das folgende Kapitel beschäftigt sich deswegen mit der Untersuchung des Einflusses einer Mehrimpulsschweißung auf eine mehrschnittige Verbindung.

## 5.4 Linsenausbildung in zweischschnittigen Blechanordnungen

Die Versuche aus Kapitel 5.3 zeigen für das Vorhaben folgende Problematik auf. Anhand von Meißelprüfungen kann keine Aussage zum Linsenwachstum gemacht werden. Mit Hilfe der Meißelprüfung lässt sich bestimmen, ab welcher Stromstärke eine tragende Verbindung zwischen zwei Blechen entsteht und wie groß der Ausknöpfungsdurchmesser ist. Bei großen Linsendurchmessern und weichen Materialgüten kommt es vermehrt zur Fähnchenbildung, sodass eine exakte Bestimmung des Linsendurchmessers schwierig ist.

Eine weitere Möglichkeit, das Linsenwachstum zu beobachten ist die thermografische Betrachtung im Halbschnitt. Dafür wird der mehrschnittige Flansch direkt an der Kante geschweißt. Das Aufschmelzen der Mehrblechverbindung kann in diesem Aufbau mit einer geeigneten Kamera aufgezeichnet werden.

Bei den Versuchen zur Erstellung der Aufnahmen aus Abbildung 42 und Abbildung 43 zeigt sich, dass diese Methode für eine asymmetrische Anordnung ungeeignet ist.

Sofern dünne Bleche, unterhalb von 1mm verschweißt werden sollen, werden diese durch den Elektrodendruck in die Schweißlinse selbst gedrückt. Auch beim Absenken des Elektrodendrucks ist keine Besserung einstellbar. Eine Schweißlinse, die auch in ein 1 mm dünnes außenliegende Bleche einwächst, ist nicht darstellbar wegen dies im normalen Prozess realisierbar ist.

Eine weitere Methode die Linsenausbildung zu ermitteln, ist der metallurgische Schliff. Nachdem eine Probe geschweißt ist, wird die Linse mittig, senkrecht zur Blechausrichtung durchtrennt. Durch Schleifen mit anschließendem Polieren und Ätzen der Probe (Nital 3%), ist die Gefügeänderung durch den Schweißprozess sichtbar. Die Gefügestrukturänderung ist als Schweißlinse erkennbar, siehe Abbildung 73.

Der Übergang zwischen Grundwerkstoff und Schweißlinse ist klar erkennbar, sodass ein Vermessen der Schweißlinsengröße möglich ist. Zusätzlich können die Durch-

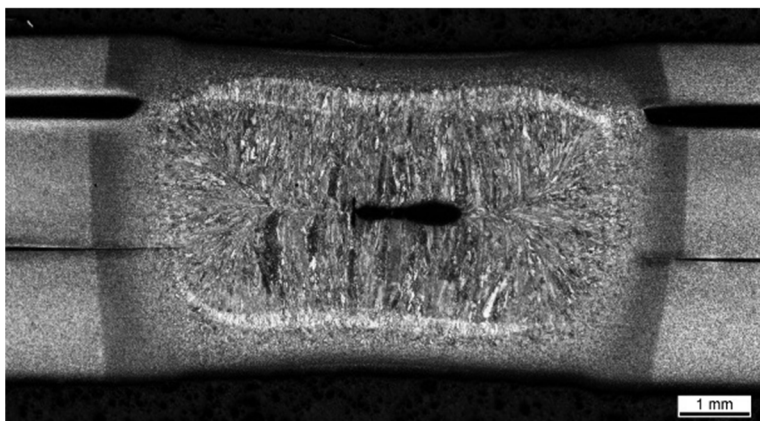


Abbildung 73: Gestalt und Abmaße der Schweißlinse im Querschliff

messer der Schweißlinse am Übergang zwischen allen Blechen bestimmt werden. Bei der Meißelprüfung würden die Bleche aufeinander folgend abgeschält. Durch Fähnchenbildung und die Reihenfolge des Meißelvorgangs wird der ausknöpfende Butzendurchmesser

beeinflusst. Hierdurch ist ein Rückschluss auf den Linsendurchmesser erschwert. Außerdem sind weitere Abmaße im Schliff, wie z.B. Lage der Schweißlinse, Schweißlinsenfläche ersichtlich. Diese Daten sind mit der Meißelprüfung allein nicht zu erfassen. Aus diesen Gründen werden die Schweißbereiche der mehrschnittigen Verbindung im metallurgischen Schliff ermittelt.

Für den Vergleich einer Einimpuls- mit einer Zeimpulsschweißung muss eine Auswahl für die Blechwerkstoffe, für deren Dicke und für die Parameter getroffen werden. Als Blechwerkstoffe kommen folgende Kombinationen zum Einsatz, siehe Tabelle 10:

## Untersuchungsergebnisse

Tabelle 10: Auswahl der Blechwerkstoffe zur Ermittlung der Linsenausbildung

Kombination 1		Kombination 2	
Werkstoff Nr.	Dicke in mm	Werkstoff Nr.	Dicke in mm
1.0226 / DX51D	0,7	1.0226 / DX51D	0,7
1.0933 / HX340LAD	1,5	n.v / 22MnB5	1,6
1.0933 / HX340LAD	1,5	n.v. / 22MnB5	1,6

Die Auswahl der Kombinationen 1 und 2 sind im Fahrzeugbau in ähnlicher Form denkbar. Das Blech der Tiefziehgüte DX51 entspricht einem Karosserieaußenblech in der häufig verwendeten Dicke von 0,7 mm. Bei Kombination 1 wird die Blechanordnung durch zwei Bleche HX340LAD in der Dicke 1,5 mm ergänzt, wogegen bei Kombination 2 zwei Bleche aus 22MnB5 in 1,6 mm Dicke den Flansch vervollständigen. Die dickeren Bleche weisen werkstoffabhängig unterschiedliche Beschichtungskonzepte auf. Zusätzlich sind die Werkstoffe aus dem Spektrum üblicher Fahrzeugstähle so gewählt, dass die elektrischen Materialwiderstände maximal verschieden sind.

Bei der Festlegung der Schweißparameter gilt der Gedanke einer möglichen Vergleichbarkeit aus Kapitel 5.3. Folgende Parameter werden zum Verschweißen der Kombinationen genutzt, siehe Tabelle 11:

Tabelle 11: Auswahl der Schweißparameter zur Ermittlung der Linsenausbildung

	Kombination 1		Kombination 2	
Kraft	2kN		2kN	
	/ Stromstärke		/ Stromstärke	
Vorimpuls	- / -	80ms / 11kA	- / -	30ms / 11kA
Pause	- / -	20ms / -	- / -	20ms / -
Hauptimpuls	350ms / x	350ms / x	350ms / x	350ms / x

Der Gedanke den gleichen Vorimpuls für Kombination 2 zu verwenden, ist naheliegend. Die ersten Versuchsschweißungen zeigen jedoch, dass die Energiemenge des Vorimpulses ausreicht, um die Kombination vollständig zu fügen. Dabei erhält man bereits einen ausreichenden Linsenquerschnitt zwischen den Blechen aus 22MnB5.

Ziel der Untersuchungen ist es, den Einfluss eines Vorimpulses zu untersuchen, der noch keine Schweißlinse erzeugt. Folglich gibt es zwei Optionen die Parameter des Vorimpulses dahingehend anzupassen. Bei Beibehaltung einer konstanten Schweißzeit von 80 ms muss die Stromstärke reduziert werden. Versuche zeigen, dass die



Stromstärke auf unter 5,5 kA abgesenkt werden muss, um keine Linse über die gesamte Kombination zu erzeugen. Die zweite Option ist die Schweißzeit des Vorimpulses von 80 ms zu reduzieren und die Stromstärke von 11 kA beizubehalten. Eine Reduktion auf 30 ms hat zur Folge, dass die Bleche ohne Kraft wieder voneinander getrennt werden können.

Die Abwägung die Schweißzeit oder die Stromstärke zu reduzieren, kommt zum folgenden Ergebnis: Im Hinblick auf die praktische Anwendung sind die reduzierten Schweißzeiten von größerem Interesse als das Einsparungspotential in der Schweißstromstärke. Aus diesem Grund wird die Kombination 2 mit einer reduzierten Vorimpulszeit von 30ms verschweißt.

### 5.4.1 Linsenwachstum bei Schweißungen mit Vorimpuls

Durch die Analysemethode des metallurgischen Schliffs ist eine exakte Vermessung der Schweißlinse über den gesamten Schweißbereich möglich. Die erste These bezüglich des Vorimpulses lautet, dass dieser bei ausreichender Dauer selbst zum Fügen eines dünnen, außenliegenden Blechs genügt. Die zweite These besagt, dass sofern die Vorimpulsdauer nicht zum Fügen der gesamten Kombination ausreicht, die Kontaktwiderstände soweit reduziert werden, dass größere Stromstärken für die Fügeverbindung benötigt werden.

Abbildung 74 und Abbildung 75 zeigen für die Kombination 1 jeweils den Querschliff für eine Schweißung mit bzw. ohne Vorimpuls bei einer Stromstärke von 6,4 kA. In Abbildung 74 fehlt das dünnere Blech aus DX51, begründet durch den zu geringen Schweißstrom. Bei ausreichender Schweißstromstärke, würde das DX51 Blech oberhalb der einschnittigen Verbindung zu sehen sein. Aus diesem Grund ist die Schweißlinse an der Oberseite größer ausgeprägt als an der Unterseite. Abbildung 75 zeigt die Ausbildung der Schweißlinse bei Nutzung eines Vorimpulses. Hier genügen 6,4 kA Schweißstrom, um im Hauptimpuls eine Schweißlinse zwischen dem dünnen Blech aus DX51 und dem mittleren Blech auszubilden.

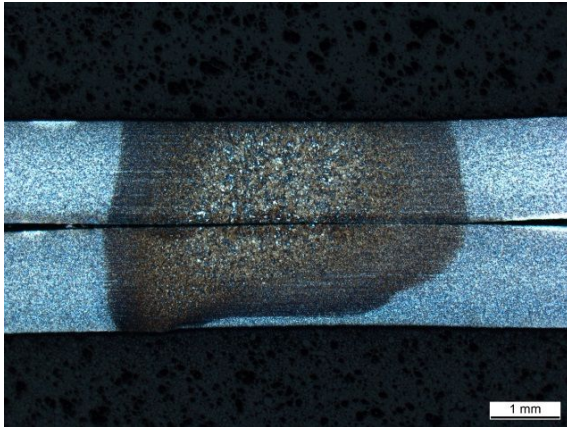


Abbildung 74: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D, ein Impuls bei 6,4kA, Ätzmittel Nital

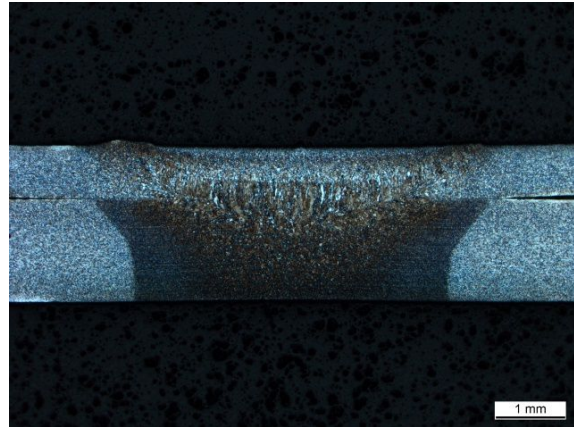


Abbildung 75: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D, mit Vorimpuls bei 6,4kA, Ätzmittel Nital

Es ist zu erkennen, dass die Schweißlinse stark in Richtung des dünnen Blechs verschoben ist. Zugleich ist dieser Schweißstrom zu gering eine Schweißlinse zwischen den dickeren Blechen auszubilden. Entsprechend fehlt in dieser Abbildung das untere Blech. Die Kontaktwiderstände zwischen den dickeren Blechen werden durch den Vorimpuls so stark reduziert, dass dieselbe Stromstärke im Hauptimpuls nicht ausreicht, eine Schweißlinse zwischen den dickeren Blechen auszubilden.

In gleicher Form liegt die Auswertung für die Proben der Kombination 2 vor. Die Abbildung 76 und Abbildung 77 zeigen für die Stromstärke 3,6 kA jeweils eine Schweißung ohne bzw. mit Vorimpuls. Bei der Schweißung ohne Vorimpuls genügt es, den Schweißstrom aus eine Linse über alle drei Bleche auszubilden. Dagegen werden die Kontaktwiderstände bei der Vorimpulsschweißung so stark reduziert, dass bei

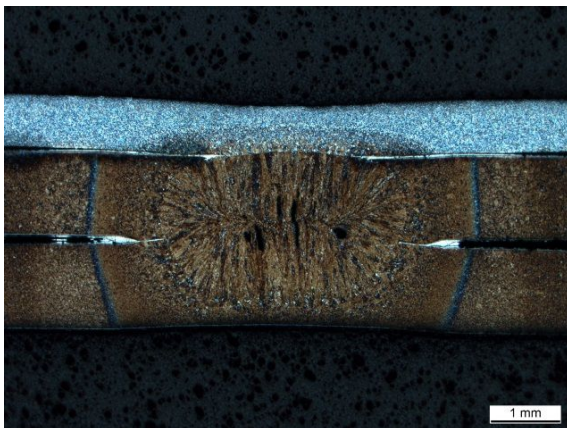


Abbildung 76: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D, ein Impuls bei 3,6kA, Ätzmittel Nital

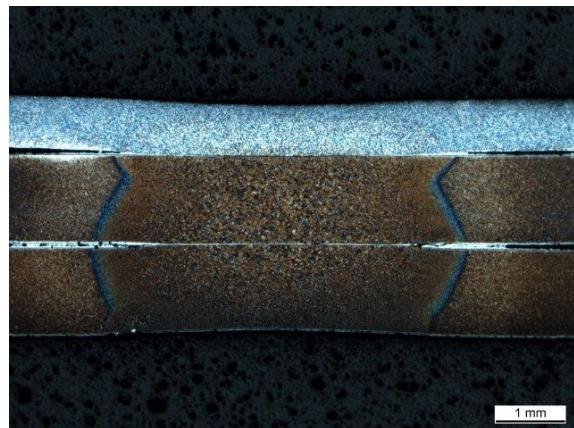


Abbildung 77: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D, mit Vorimpuls bei 3,6kA, Ätzmittel Nital

derselben Schweißstromstärke keine Schweißlinse ausgebildet wird, siehe Abbildung 77. Hier ist durch die WEZ, abgegrenzt durch die schwarzblaue Linie, der Ort der größten Wärmeentstehung zu sehen. Die vermehrte Wärmeentwicklung an den Kontaktflächen der Bleche ist nachweisbar. Diese scheint zwischen dem dünnen oberen und mittleren Blech stärker, als zwischen dem mittleren und dem unteren Blech.

Durch den Vergleich zwischen Abbildung 74 und Abbildung 76 wird der große Einfluss des Kontakt- und Stoffwiderstandes auf die Schweißparameter belegt. Beide Kombinationen weisen vergleichbare Materialstärken auf, wobei der HX340 durch ein 22MnB5 bei der zweiten Kombination ersetzt ist. Bei der 2. Kombination genügt ein 1,8 kA geringerer Schweißstrom eine Schweißlinse über alle Bleche auszubilden.

Die vorherigen vier Schliffbilder zeigen punktuell den Unterschied zwischen den genutzten Parametern und den Werkstoffen. Die folgenden beiden Diagramme (Abbildung 78, Abbildung 80) ergeben sich aus den gemittelten Werten der jeweiligen drei Schweißbereiche. In Abbildung 78 sind die Stromstärken ablesbar, ab denen die Schweißlinse zwischen den Blechen aus HX340 bzw. zwischen dem Blech aus DX51 und HX340 zu wachsen beginnen. Die Reihennamen "oV" und "mV" bezeichnen die Schweißbereiche für die Parameter ohne und mit Vorimpuls. Bei Beginn dieser Schweißbereichsermittlung sind die Kappen gefräst.

Ohne die Nutzung eines Vorimpulses beginnt die Schweißlinse zwischen den dickeren Blechen aus HX340 bei 5,9 kA zu wachsen. Bei weiterer Stromerhöhung um 0,4 kA wächst die Linse in das dünne Blech aus DX51 ein. Bei Vorimpulsnutzung tritt das Linsenwachstum zuerst zwischen dem DX51 und dem Blech aus HX340LAD bei 5,3 kA auf. Erst nach einer weiteren Erhöhung um 1,4 kA wächst die Schweißlinse in das zweite Blech aus HX340 ein.

Aus dieser Beobachtung ist zu schlussfolgern, dass durch den Vorimpuls ein Schweißlinsenwachstum zwischen dem dünnen Außenblech und dem mittleren Blech gefördert werden kann. Zugleich werden die Kontaktwiderstände zwischen den dicken Blechen soweit reduziert, dass in der Summe ein größerer Schweißstrom notwendig ist, eine Schweißlinse über alle Bleche auszubilden. Mit dieser Feststellung wird die erste These bezüglich des Vorimpulses, dass dieser bei ausreichender Dauer selbst zum Fügen eines dünnen, außenliegenden Blechs genügt, bestätigt.

Außerdem wird die zweite These belegt, dass, sofern die Vorimpulsdauer nicht zum Fügen der gesamten Kombination ausreicht, die Kontaktwiderstände soweit reduziert werden, dass größere Stromstärken für die Fügeverbindung notwendig sind.

Der Zusatz 500 der beiden weiteren Reihennamen der Abbildung 78 steht für die vor der Schweißbereichsermittlung mit den Elektrodenkappen durchgeführte Anzahl von Schweißungen. Die Schweißungen in dieser Anzahl sollen den Verschleiß einer Fertigung simulieren. Folgende Beobachtung ergibt sich nach den 500 Schweißpunkten bezüglich des Schweißlinsenwachstums:

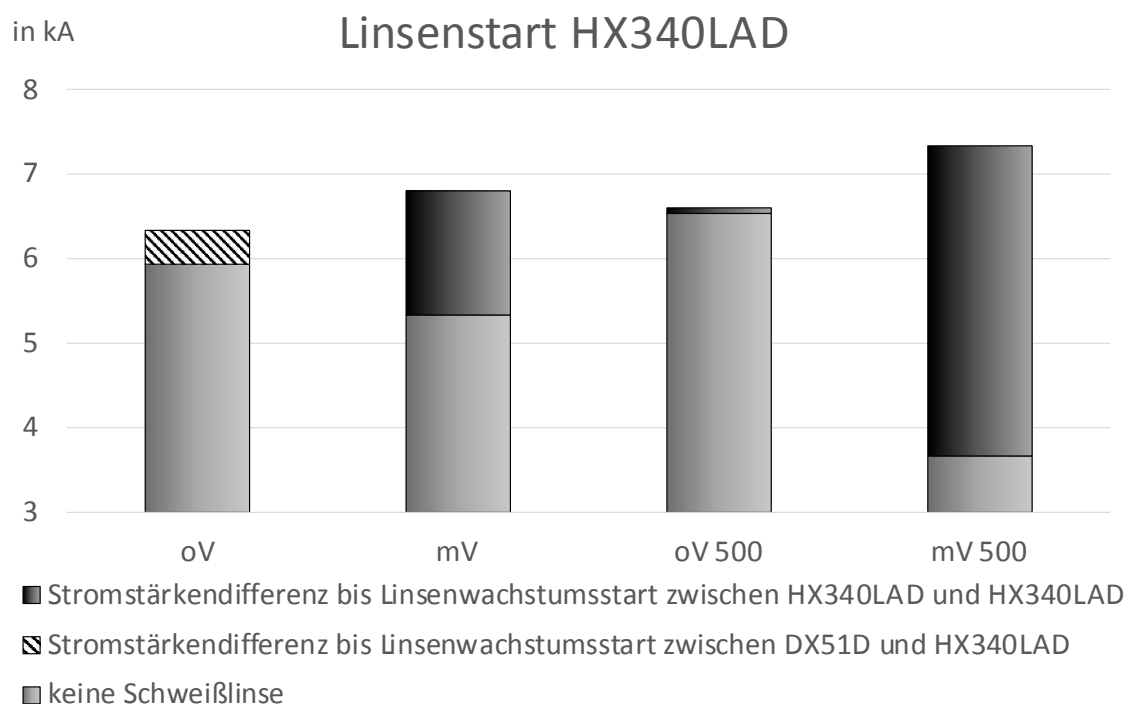


Abbildung 78: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D

Unabhängig von den Parametern, wird im Vergleich zwischen dem verschlissenen Zustand und dem gefrästen Zustand im ersten ein größerer Strom benötigt, um die Schweißlinse über alle Bleche wachsen zu lassen. Bei den Schweißungen ohne Vorimpuls entsteht die Schweißlinse zwischen beiden Blechen bei 6,6 kA zugleich. Im Fall des genutzten Vorimpulses erhält man bereits bei einer Stromstärke von 3,7 kA eine Schweißlinse zwischen dem DX51 und dem HX340. Nach einer weiteren Erhöhung um 3,7 kA erzielt man ebenfalls eine Schweißlinse zwischen den beiden dickeren Blechen.

Ursächlich für diese Beobachtung sind die erhöhten Kontaktwiderstände zwischen den Elektrodenkappen und den Blechen, siehe Abbildung 79. Die Säulen mit der

Bezeichnung "Zn" bzw. "Zn Vorimpuls" sind die Kontaktwiderstände der Elektrodenkappen nach den 500 Schweißpunkten gemessen an einem goldbeschichtetem E-Kupfer-Blech. Gegenüber dem Ausgangszustand (gefräst) nehmen die Kontaktwiderstände unabhängig von den Parametern um ca 35% zu.

In dem Aufbau einer Reihenschaltung bedingt ein größerer Widerstand eine größer abfallende Leistung und setzt Wärme frei. Entsprechend steigt die erzeugte Wärme am Übergang Elektrode / Blech bei verschlissenen Elektrodenkappen. Hierdurch wird das Linsenwachstum zwischen dem dünnen und mittleren Blech begünstigt und setzt bei geringeren Stromstärken ein. Nachteilig bei der Wärmeentstehung am Übergang Elektrode / Blech ist eine größere Verlustwärme, die über die Elektroden abgeführt wird. Dies erklärt die Beobachtung, weshalb größere Stromstärken notwendig sind, eine Linse über alle Bleche auszubilden.

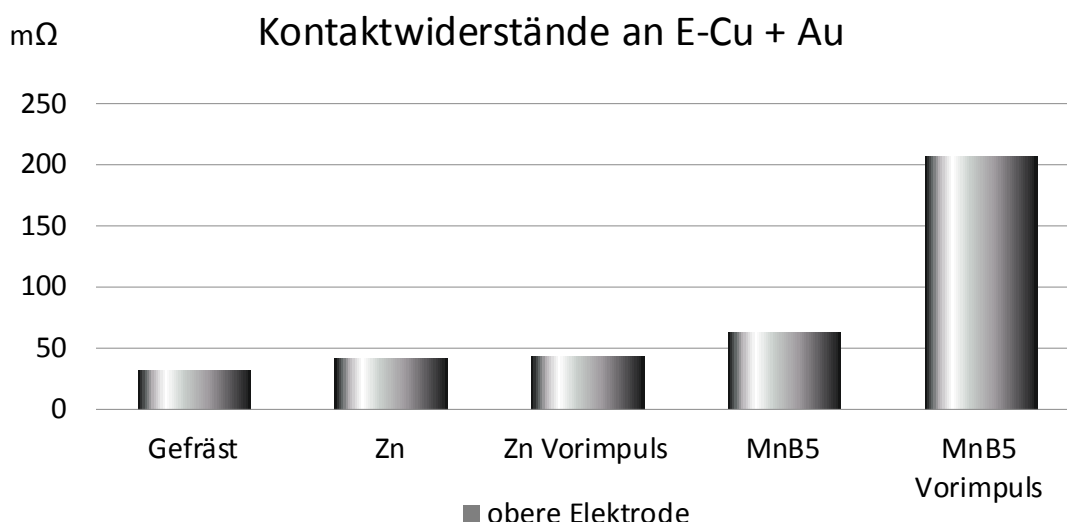


Abbildung 79: Kontaktwiderstand der CuCr1Zr-Kappen nach einer Standmenge von 500 Schweißpunkten an einem goldbeschichtetem E-Kupfer-Blech

Mit demselben Untersuchungsumfang der Kombination 1 werden die Schweißbereiche für die Kombination 2 durchgeführt. Abbildung 80 zeigt die Schweißbereiche für die Parameter mit und ohne Vorimpuls bei gefrästen und verschlissenen Kappen. Sind die Kappen gefräst, startet der Schweißbereich bei gleicher Stromstärke. Dies ist durch das Säulenende der Reihen "oV" und "mV" abzulesen. Der Unterschied ist der Ort des einsetzenden Linsenwachstums. Wie bei Kombination 1 wird durch den Einsatz des Vorimpulses das Linsenwachstum von der Kontaktfläche der dickeren Bleche zu der Kontaktfläche mit dem dünneren Blech verschoben. Die Schweißbereiche nach zuvor durchgeführten 500 Schweißpunkten weisen stärkere Änderungen als bei Kombination 1 auf.

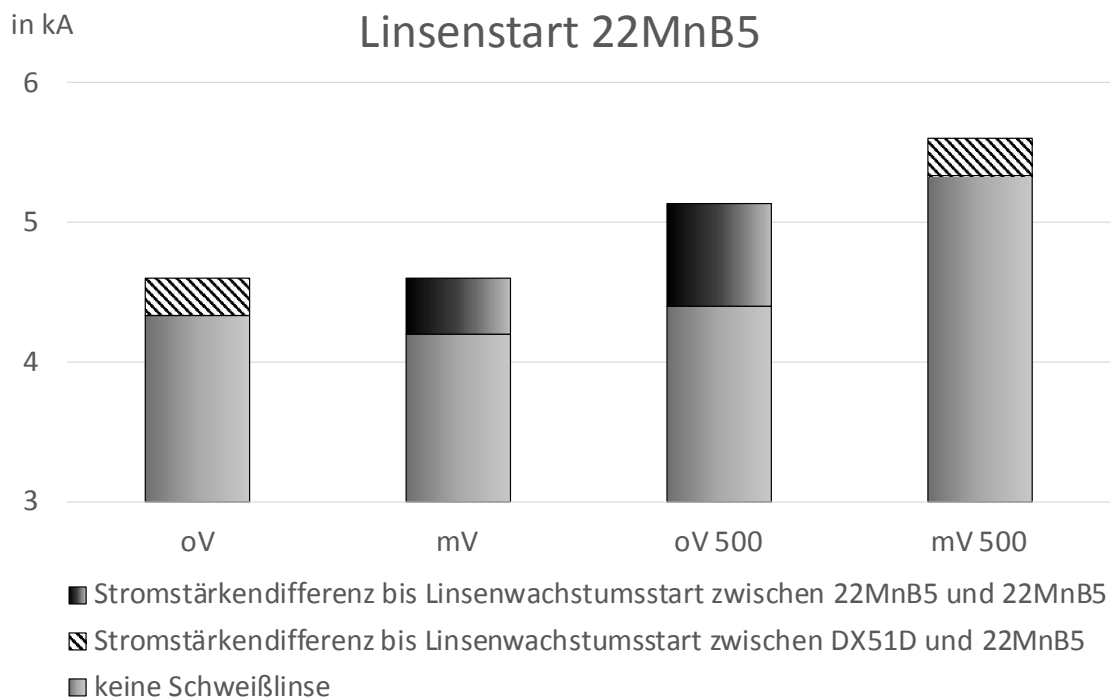


Abbildung 80: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D

Versuche haben gezeigt, dass das Linsenwachstum bei Elektrodenkappen, die bereits 500 Schweißungen durchgeführt haben, gegenüber gefrästen Kappen bei deutlich größeren Stromstärken einsetzen. Tabelle 12 beinhaltet die prozentual notwendige Steigerung des Schweißstroms, um eine Schweißlinse über alle Bleche der Kombination zu erzeugen.

Tabelle 12: notwendige Steigerung der Stromstärke zur Erzeugung einer übergreifenden Schweißlinse

	ov 500 in %	mv 500 in %
Kombination 1	104,2	111,1
Kombination 2	111,6	121,7

Kombination 2 benötigt eine größere Stromerhöhung als Kombination 1. Eine These für diese Beobachtung ist, dass die Kontaktwiderstände am Übergang zwischen Blech / Elektrode stärker ansteigen und weniger Energie zur Ausbildung der Schweißlinse verbleibt. Abbildung 79 bestätigt diese These. Die Kontaktwiderstände der Elektrodenkappen, welche für das Verschweißen des 22MnB5 verwendet werden, zeigen einen um ca. 50% höheren Kontaktwiderstand am E-Kupfer-Blech, als die im Vergleich stehenden Elektrodenkappen, welche zum Verschweißen der HX340LAD-Bleche genutzt werden.

Außerdem ist eine abnehmende Wirksamkeit des Vorimpulses bei "mV 500", Abbildung 80 festzustellen. Die Schweißlinse startet trotz Vorimpuls zwischen den dickeren Blechen. Bei gefrästen Kappen "mV" reicht die Energie des Vorimpulses noch aus, zwischen dem dünnen und mittleren Blech eine Linse auszubilden. Abbildung 79 zeigt einen Anstieg der Kontaktwiderstände beim 22MnB5 zwischen Ein- und Vorimpulsschweißung von 330%. Die These lautet folglich, dass nach 500 Schweißpunkten ein Großteil der Wärme des Vorimpulses in den Kappen umgesetzt wird und die Restenergie nicht mehr genügt, eine Linsenbildung zu initiieren.

Zusammenfassend ist der Vorimpuls geeignet, ein Linsenwachstum zwischen einem dünnen, außenliegenden Blech in einer mehrschnittigen Blechkombination zu fördern. Gleichzeitig werden die Kontaktwiderstände zwischen den dickeren Blechen reduziert, wodurch ein größerer Schweißstrom notwendig ist, um eine Schweißlinse über alle Bleche auszubilden. Dies gilt werkstoffunabhängig. Große Standmengen beeinflussen die Wirksamkeit des Vorimpulses, was auf die Kontaktwiderstandserhöhung zurückzuführen ist.

Das aktuelle Unterkapitel beschäftigt sich mit der minimalen Stromstärke des einsetzenden Linsenwachstums. Für die Fertigung ist der resultierende Schweißbereich von größerem Interesse. Diese Fragestellung wird im folgenden Kapitel thematisiert.

### 5.4.2 Der durch den Vorimpuls beeinflusste Schweißbereich

Die Verschiebung des einsetzenden Linsenwachstums durch einen Vorimpuls ist in Kapitel 5.4.1 betrachtet worden. Das vorliegende Kapitel thematisiert den Einfluss des Vorimpulses auf die Schweißbereiche bei der Kombination 1 und der Kombination 2, siehe Tabelle 10. Die genutzten Parameter sind in Tabelle 11 festgehalten. Die dargestellten Schweißbereiche in Abbildung 81 und Abbildung 82 sind das Ergebnis metallurgischer Schliffe. Jeder Schweißbereich wird aus drei Versuchen gemittelt.

Die zu untersuchende These bezüglich eines Vorimpulses lautet: Durch den zusätzlichen Vorimpuls wird der Schweißbereich vergrößert. Andererseits verweilt die Elektrode bei den gewählten Parametern mit Vorimpuls länger auf den Blechen als bei den Parametern ohne Vorimpuls. Die Elektrodenkappen werden im Vorimpuls durch einen großen Strom beansprucht, wodurch die Diffusion der Oberflächenbeschichtung in die Kappen gefördert wird. Es ist also eine vermehrte Diffusion der



Oberflächenbeschichtung in die Kappen über die Standmenge von 500 Schweißpunkten zu erwarten. Diese Überlegung wird durch Abbildung 79 bestätigt. Bei den Elektrodenkappen mit Vorimpuls wird ein größerer Kontaktwiderstand gemessen als bei den Kappen ohne Vorimpuls. Dies äußert sich bei dem Schweißbereich der Kombination 1 wie folgt:

Mit gefrästen Kappen erhält man mit und ohne Vorimpuls einen Schweißbereich von 2,3 kA, siehe Abbildung 81. Der Schweißbereich wird durch den Vorimpuls zu größeren Stromstärken um 0,5 kA verschoben. Ursache ist das verschobene Linsenwachstum, siehe Kapitel 5.4.1.

Nach 500 Schweißpunkten ist der Schweißbereich für beide Parameter kleiner als mit gefrästen Kappen. Bei den Parametern ohne Vorimpuls verringert sich der Schweißbereich um 0,7 kA gegenüber den gefrästen Kappen. Bei den Parametern mit Vorimpuls ist eine um 1,2 kA geringerer Schweißbereich.

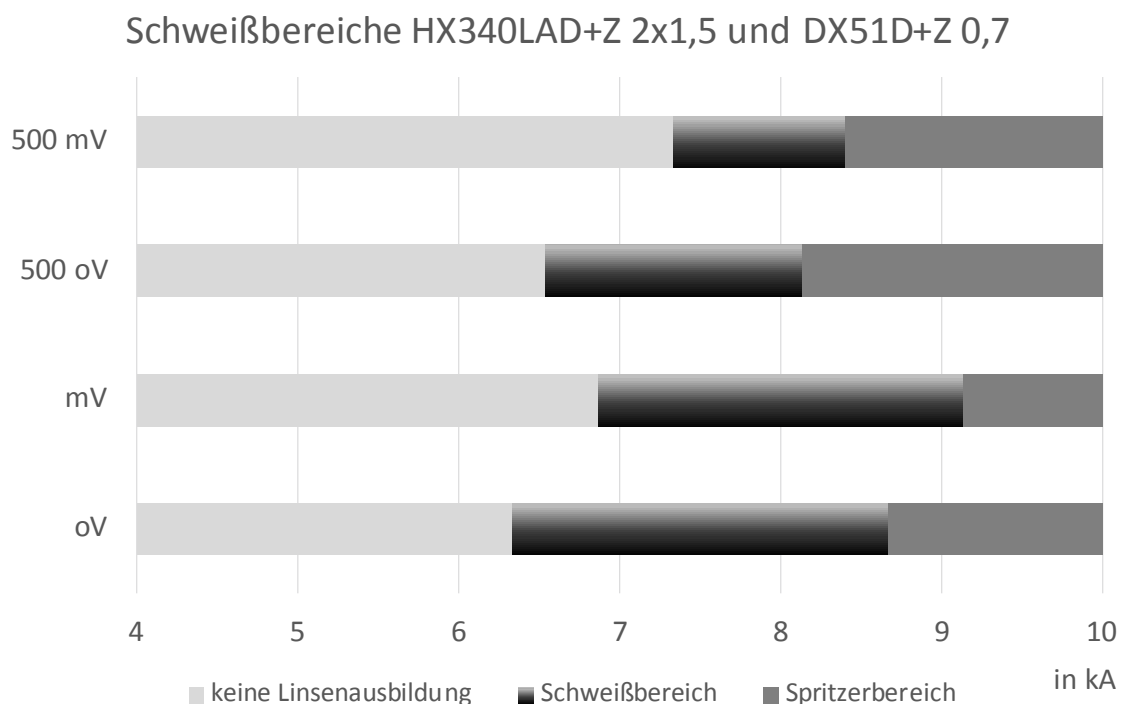


Abbildung 81: Schweißbereich der mehrschnittigen Verbindung aus HX340LAD und DX51D

Der Vorstellung entsprechend werden die Elektrodenkappen durch einen Vorimpuls bei der Kombination 1 stärker beansprucht und müssten eher gefräst werden. Bei Kombination 2 ist die Auswirkung des Vorimpulses eine andere.

Mit gefrästen Kappen erhält man ohne Vorimpuls einen Schweißbereich von 1 kA, siehe Abbildung 82. Der Schweißbereich wird durch den Vorimpuls wie auch beim



HX340 zu größeren Stromstärken verschoben. Er startet um 1 kA später als im gefrästen Zustand. Zugleich bewirkt der Vorimpuls eine Vergrößerung des Schweißbereichs von 1 kA ohne Vorimpuls auf 1,4 kA mit Vorimpuls.

Nach 500 Schweißpunkten ist der Schweißbereich für beide Parameter größer als mit gefrästen Kappen. Bei den Parametern ohne Vorimpuls vergrößert sich der Schweißbereich um 2,2 kA gegenüber den gefrästen Kappen. Bei den Parametern mit Vorimpuls stellt sich eine Vergrößerung des Schweißbereichs um 1 kA ein.

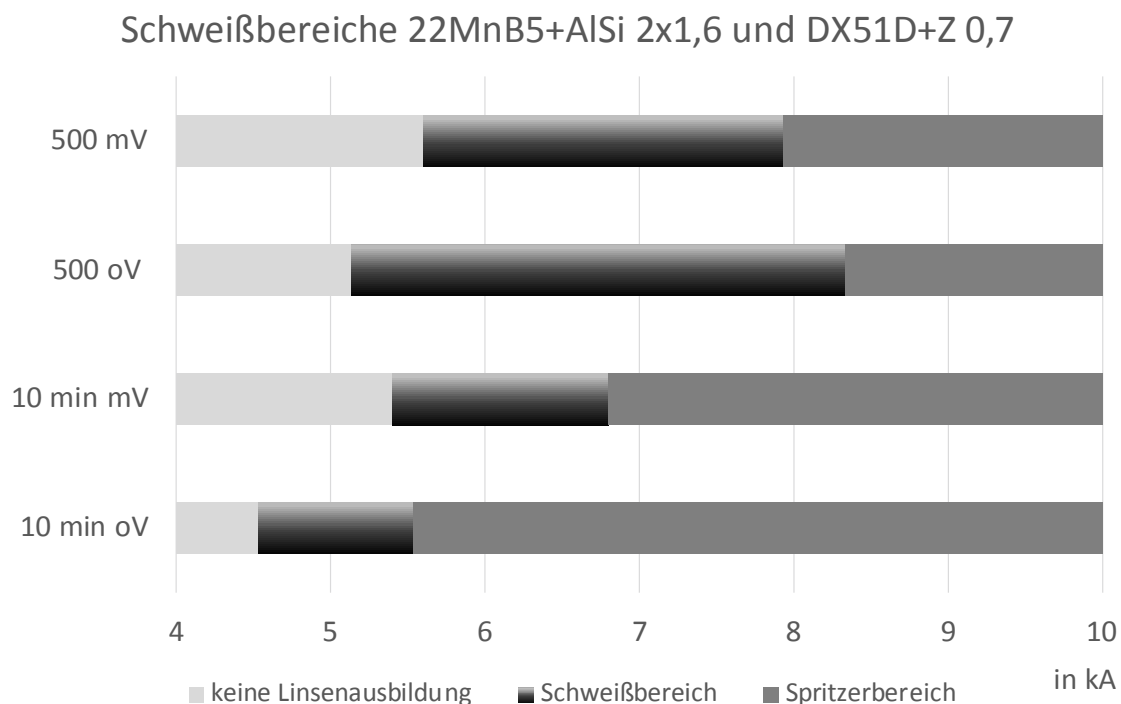


Abbildung 82: Schweißbereich der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D

Würde man die Schweißbereiche allein betrachten, müsste die Schlussfolgerung lauten, dass für 22MnB5 eine zunehmende Prozessstabilität mit steigender Standmenge beim WPS vorherrscht. Für eine ganzheitliche Betrachtung der Effekte des Vorimpulses, ist in Abbildung 83 die Häufigkeit von Spritzern während der Schweißbereichsermittlung dargestellt. Bei der Schweißbereichsermittlung nach SEP 1220 wird nach einem Spritzer eine wiederholende Schweißung zur Bestätigung des Ergebnisses durchgeführt. Tritt dann kein Spritzer auf, wird der Schweißstrom weiter gesteigert.

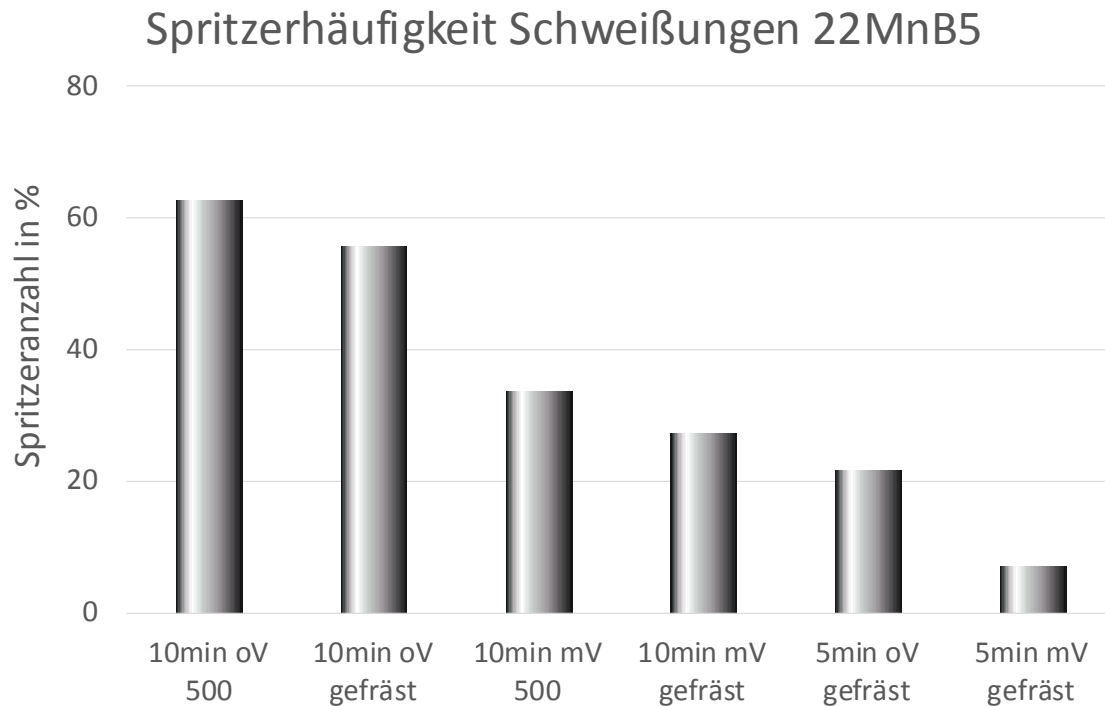


Abbildung 83: Spritzerhäufigkeit bei der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D

Abbildung 83 zeigt die relative Häufigkeit der Spritzer für die Schweißbereichsermittlung. Aus dem Diagramm sind drei Schlussfolgerungen möglich. Durch den Vorimpuls wird die Spritzerhäufigkeit mindestens halbiert. Weiter wird durch eine Reduktion der Haltezeit beim Austenitisieren von 10 auf 5 min die Spritzerhäufigkeit auf 1/3 reduziert. Über die gewählte Standmenge von 500 Schweißpunkten steigt die Spritzerhäufigkeit um ca. 20% an.

Bezüglich des Werkstoffs 22MnB5 ist folglich nicht nur der Schweißbereich allein zu betrachten. Ist ein stabiler, möglichst spritzerfreier Prozess gewünscht, ist der Einsatz eines Vorimpulses empfehlenswert.

Die Wirkweise des Vorimpulses beruht auf der flächigen Zerstörung der oxydischen AlSi-Schicht. Hierdurch wird eine definierte Kontaktfläche erzeugt und die Schweißlinse kann ungehindert wachsen. Bei Schweißungen mit einem Impuls wird die Oxidschicht vermutlich stufenweise verdrängt. Hierdurch ändert sich die Kontaktsituation plötzlich und die Entstehung von Spritzern wird gefördert, siehe Kapitel 5.5.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass durch den Einsatz des Vorimpulses eine Einflussnahme auf das Linsenwachstum und den Schweißbereich möglich ist. Betrachtet man Kombination 1, so wird hier das Linsenwachstum zwischen den HX340-

Blechen zu der Kontaktfläche zwischen DX51- und HX340-Blech verschoben. Aufgrund des zusätzlichen Vorimpulses sinkt über die Standmenge der Schweißbereich und ein Nachfräsen der Elektrodenkappen muss früher durchgeführt werden. Bei Kombination 2 wird das Linsenwachstum in ähnlicher Weise verschoben. Zugleich reduziert der Vorimpuls die Spritzerhäufigkeit und stabilisiert den Schweißprozess.

Abbildung 83 deutete bereits die Betrachtung verschiedener Haltezeiten beim Austenitisieren des 22MnB5 an. Das folgende Unterkapitel betrachtet die Auswirkung auf den Schweißbereich im Detail.

### 5.4.3 Einfluss der Haltezeit beim Härten des 22MnB5

Bei der Qualifikation des Härteverfahrens vom 22MnB5 stellt sich neben der Fragestellung nach den erzielten mechanischen Eigenschaften auch die Frage, welchen Einfluss die Haltezeit des Austenitisierens auf den Schweißbereich des Materials hat. Die These lautet hier, dass die Diffusionsschicht an der Oberfläche mit steigender Haltezeit tiefer in den Blechwerkstoff eindringt. Mit einer dickeren Diffusionsschicht ist ein Anstieg der Kontaktwiderstände anzunehmen.

Die Schweißbereichsermittlung wird mit zu Beginn gefrästen Elektroden in dreifacher Wiederholung durchgeführt. Die Auswertung erfolgt mit Hilfe der Meißelprüfung. Das abweichende Vorgehen der Analyse im metallurgischen Schliff ist mit dem Untersuchungsziel zu begründen. Für den Schweißbereich allein ist die Obergrenze durch die Spritzerbildung definiert. Die Ermittlung dieses Kriteriums ist unabhängig von den Analysemethoden metallurgischer Schliff bzw. der Meißelprüfung. Die untere Grenze wird durch den minimalen Linsendurchmesser beschrieben. Das Gefüge des 22MnB5 ist martensitisch. Durch die hohe Abkühlgeschwindigkeit bildet die Schweißlinse ebenfalls ein martensitisches Gefüge aus. Die umgebende WEZ der Schweißlinse weist wesentlich geringere Härten auf [178], wodurch eine metallurgische Kerbe entsteht. An diesem Übergang knöpft die Schweißlinse bei der Meißelprobe exakt aus dem Blech aus. Die so ermittelten Durchmesser der Schweißlinse sind mit den gemessenen Durchmessern im Schliff vergleichbar.

Abbildung 84 zeigt die Schweißbereiche für Kombinationen aus 22MnB5 mit verschiedenen langen Haltezeiten während des Austenitisierens. Die Haltezeiten betragen 5 und 10 min und entsprechen der minimalen bzw. einer üblichen Haltezeit in der Produktion. Die Haltezeit ist im Reihennamen enthalten. Der Zusatz "oV" bzw. "mV" steht für Schweißungen ohne bzw. mit Vorimpuls.

Der Vergleich der Schweißbereiche ohne Vorimpuls zeigt mit der Abnahme von 10 auf 5 min Austenitisierungszeit eine Verdopplung des Schweißbereichs. Der Vorimpuls erzeugt bei 22MnB5-Bleichen mit einer Austenitisierungszeit von 10 min eine Verschiebung des Schweißbereichs zu größeren Stromstärken und zugleich zu einer Schweißbereichsvergrößerung um 130%. Bei einer Austenitisierungszeit von 5 min wirkt sich der Vorimpuls wie bei den Schweißungen ohne Vorimpuls mit einer Vergrößerung des Schweißbereichs auf 130% aus, siehe Abbildung 84.

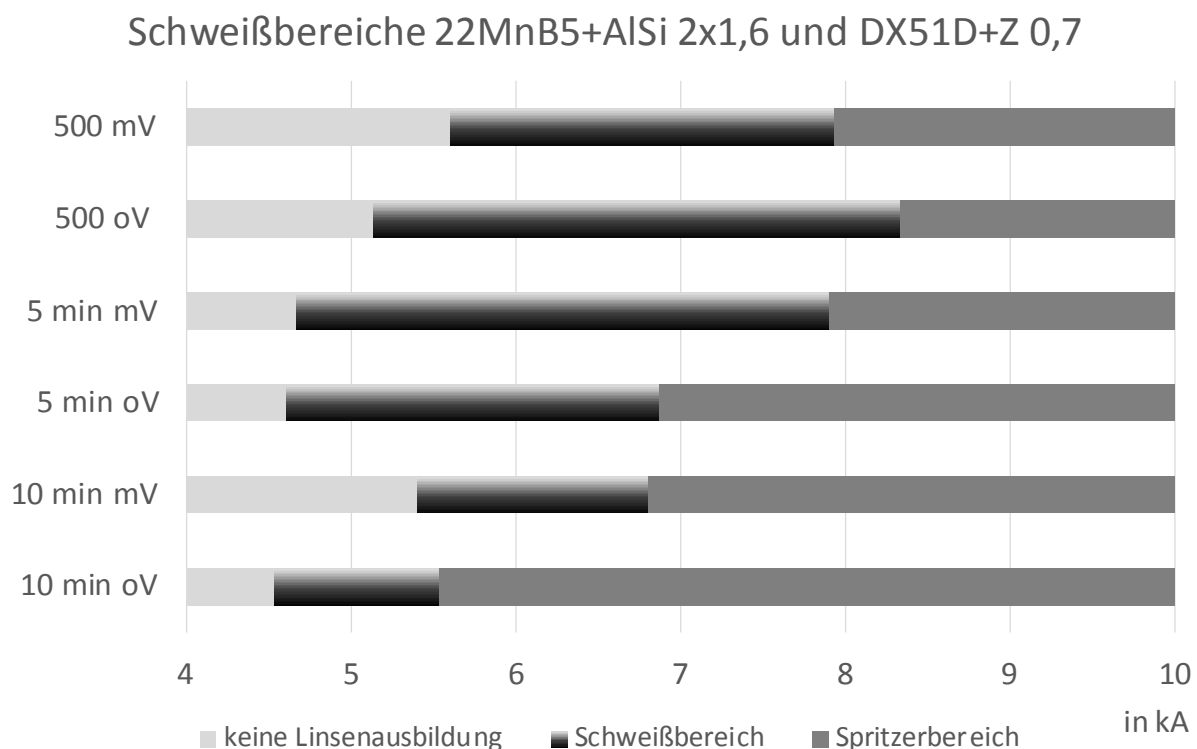


Abbildung 84: Linsenwachstum in der mehrschnittigen Verbindung aus 22MnB5 und DX51D

Damit zeigt sich, dass die Schweißbereichsuntersuchungen an dem 22MnB5 mit verschiedenen Haltezeit den schweißbereichsvergrößernden Einfluss des Vorimpulses bestätigen. Außerdem ist der signifikante Einfluss der Austenitisierungszeit des 22MnB5 auf die Schweißbereichsgröße festzuhalten. Die Empfehlung für einen stabilen Schweißprozess ist hier die Ofenhaltezeit so gering wie notwendig einzustellen.

## 5.5 Widerstandsmessung während des Schweißprozesses

Die Idee, das Linsenwachstum in einer asymmetrischen Verbindung im Halbschnitt durch eine Thermokamera zu betrachten, stellt sich als ungeeignet heraus. Grund

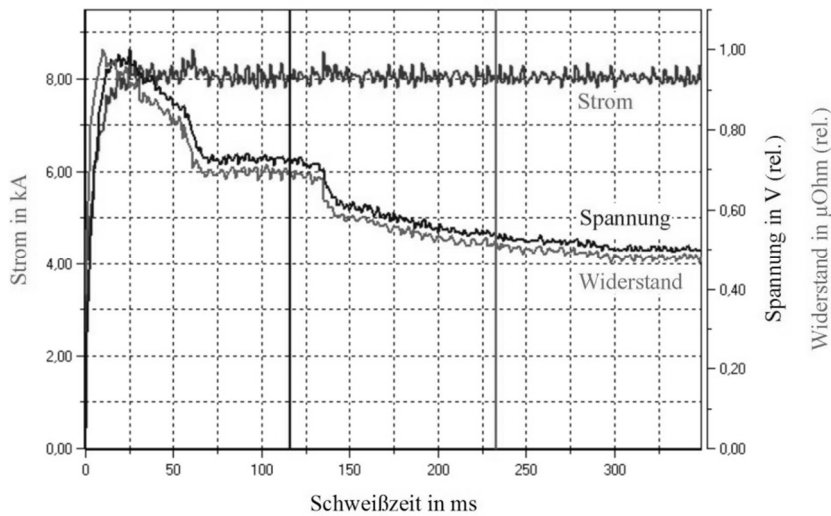


Abbildung 85: Messung – Punktschweißung ohne Vorimpuls

ist, dass während der Schweißung das dünne Außenblech in die Schweißlinse gedrückt wird. Trotz Parametervariation ist es nicht möglich, das dünne Blech aufzuschmelzen.

Ein übliches Verfahren zur Detektion von Schweißspritzern ist die Auswertung der Wi-

derstandskurve während des Schweißens. Sprunghafte Änderungen des Widerstandes lassen auf einen Spritzer zurückschließen, wie sie in Abbildung 85 zu erkennen sind.

Bei Betrachtung des Widerstandsverlaufs stellt sich die Frage, wo der Abfall der Kontaktwiderstände, das Aufschmelzen der Zinkschicht und die etwaige Linsenbildung zu erkennen sind. Ein idealisierter Verlauf für eine Wechselstromschweißung ist in Abbildung 86 skizziert.

Da üblicherweise der Gesamtwiderstand zwischen den Elektroden aufgezeichnet wird, ist die Vermutung, dass die Kontaktwiderstände zwischen den Elektroden und den Blechen, die Widerstandsänderung zwischen den Blechen überlagern.

Folglich ist es von Interesse mit dem Messaufbau den Spannungsabfall direkt von Blech zu Blech während einer

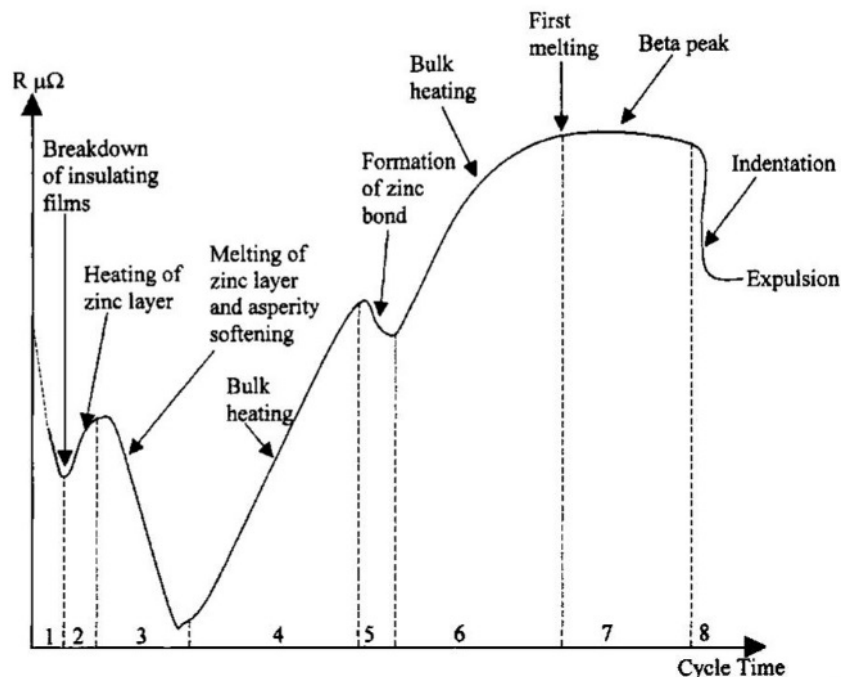


Abbildung 86: Widerstandsverlauf beim Verschweißen verzinkter Bleche mit Wechselstrom [179, 180]

Schweißung zu messen. Die Frequenz der pulsierenden, gleichgerichteten Spannung der Schweißstromquelle beträgt 2 kHz. Das Verhältnis der Impulsdauer zur Periodendauer des Stroms ist 1/10, wodurch eine Abtastrate des Oszilloskops je Eingang mit 60 kHz ausreicht. Für eine exakte Bestimmung des Widerstandes ist es notwendig, dass alle Spannungseingänge über einen Analog-Digital-Umsetzer geführt werden. Hierdurch werden alle Messpunkte zeitsynchron bearbeitet. Für eine 2-Blechkombination sind 4 Eingänge, für eine 3-Blechkombination 5 Eingänge am Oszilloskop notwendig. Ein Kanal wird für den Strom benötigt, die weiteren Kanäle dienen zur Spannungsbestimmung zwischen Elektrode und Blech bzw. zwischen den Blechen. Für die Aufzeichnung wird ein modifizierter "WeldAnalyst" der Firma HKS Prozesstechnik verwendet.

Für die Ermittlung des Kurvenverlaufs in Abbildung 87 werden fünf Kurven für eine Schweißdauer von 500 ms aufgezeichnet. Aus dieser Betrachtungsmenge wird eine Referenzkurve ausgewählt, deren Widerstandsverlauf den anderen vier Kurvenverläufen ähnelt. Folgend werden bei gleicher Stromstärke und Elektrodenkraft kürzere Schweißzeiten gewählt, sodass in den zugehörigen metallografischen Schliffen das Aufschmelzen des Zinks bzw. die Linsenentstehung beobachtet werden kann. Diese Proben mit kürzerer Schweißzeit werden so häufig wiederholend hergestellt, bis der aufgezeichnete Widerstandsverlauf ihrer Schweißung mit der Referenzschweißung übereinstimmt. Zugleich werden die Elektrodenkappen für die Ermittlung nach jeder 2. Schweißung gefräst, um vergleichbare Kontaktbedingungen bereitzustellen.

Abbildung 87 zeigt den Widerstandsverlauf zwischen zwei DX51 Blechen in der Dicke von jeweils 1 mm. Der Vergleich zwischen Abbildung 86 und Abbildung 87 zeigt, dass der gemessene Widerstandsverlauf dem idealisierten Verlauf entspricht. Die Ereignisse zur Linsenentstehung treten jedoch zu anderen Zeitpunkten ein.

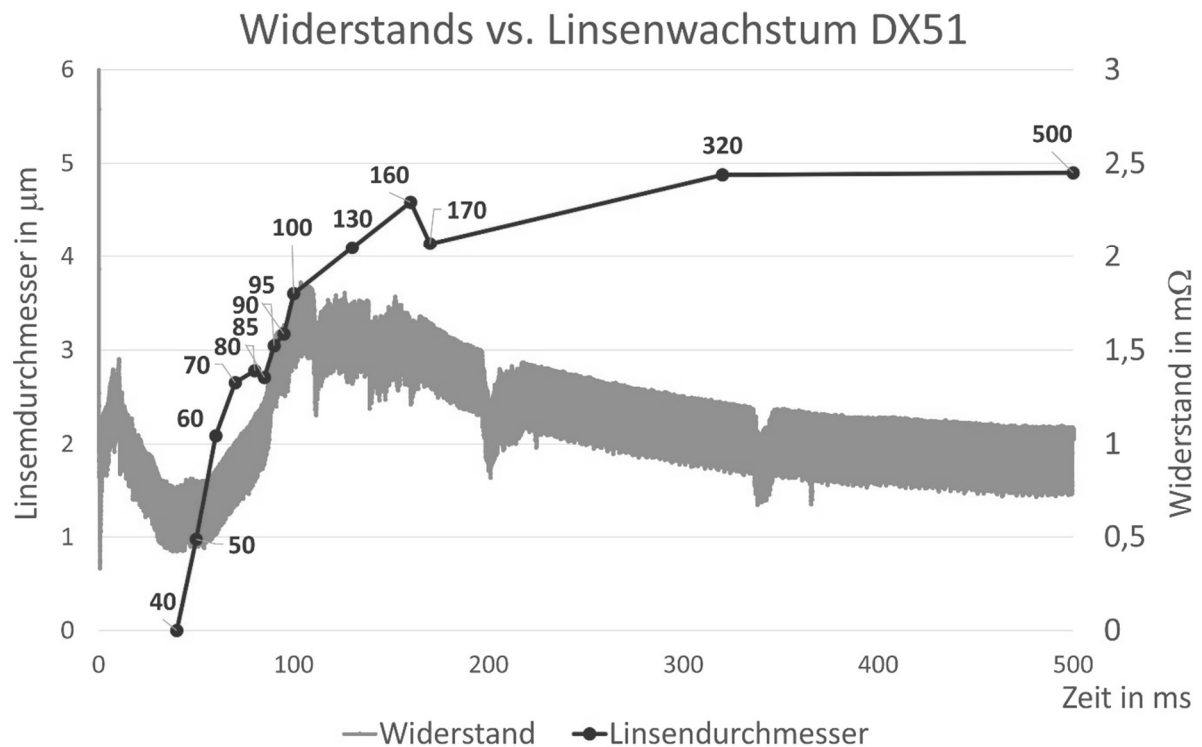


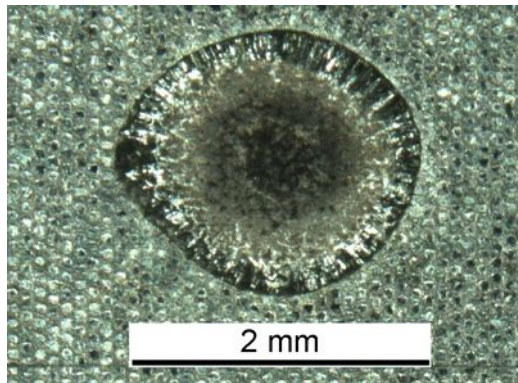
Abbildung 87: Widerstandsmessung einer WPS-Verbindung aus DX51D gegenüber dem Linsenwachstum

Für einen besseren Überblick sind in Abbildung 87 alle Messpunkte zum Linsendurchmesser zusätzlich mit der Schweißdauerdauer gekennzeichnet.

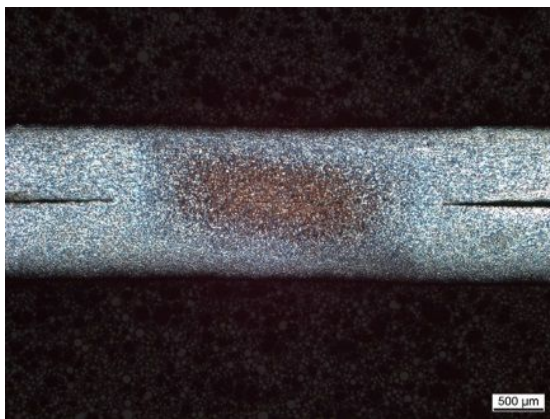
Innerhalb der ersten Millisekunde fällt der Kontaktwiderstand vom primären Maximum ab, worauf der Erwärmung der Zinkbeschichtung beginnt. Nach 5 ms ist visuell noch keine Änderung der Zinkoberflächenstruktur zu erkennen. Bereits nach 10 ms startet das Aufschmelzen des Zinks, siehe Abbildung 88 a), was mit dem tertiären Maximum im Widerstandsverlauf gekennzeichnet ist, siehe Abbildung 87. Folgend vergrößert sich die Kontaktfläche, wodurch der Widerstand auf ein sekundäres Minimum abfällt. Mit Erreichen des Miniums startet das Linsenwachstum. Als Belege hierfür dienen Abbildung 88 b) und c). Weder in der aufgetrennten Probe b) noch im Querschliff c) ist eine Linse nach 40 ms Schweißzeit zu erkennen. Abbildung 88 d) zeigt nach 50 ms Schweißzeit deutlich eine Linse an der Kontaktfläche zwischen den Blechen. Die Linse wächst bis zum sekundären Maximum, was bei ca. 100 ms, liegt zügig an. In den folgenden 60 ms zeigt der Widerstandverlauf ein Rauschen. Mit dessen Beendigung kann das Linsenwachstum als abgeschlossen bezeichnet werden. Bei weiter steigender Schweißzeit nimmt der Linsendurchmesser nicht mehr weiter zu.



a): 10ms



b): 40ms



c): 40ms



d): 50ms

Abbildung 88: Aufschmelzen des Zinks und Linsenentstehung an der Berührfläche zwischen den Blechen

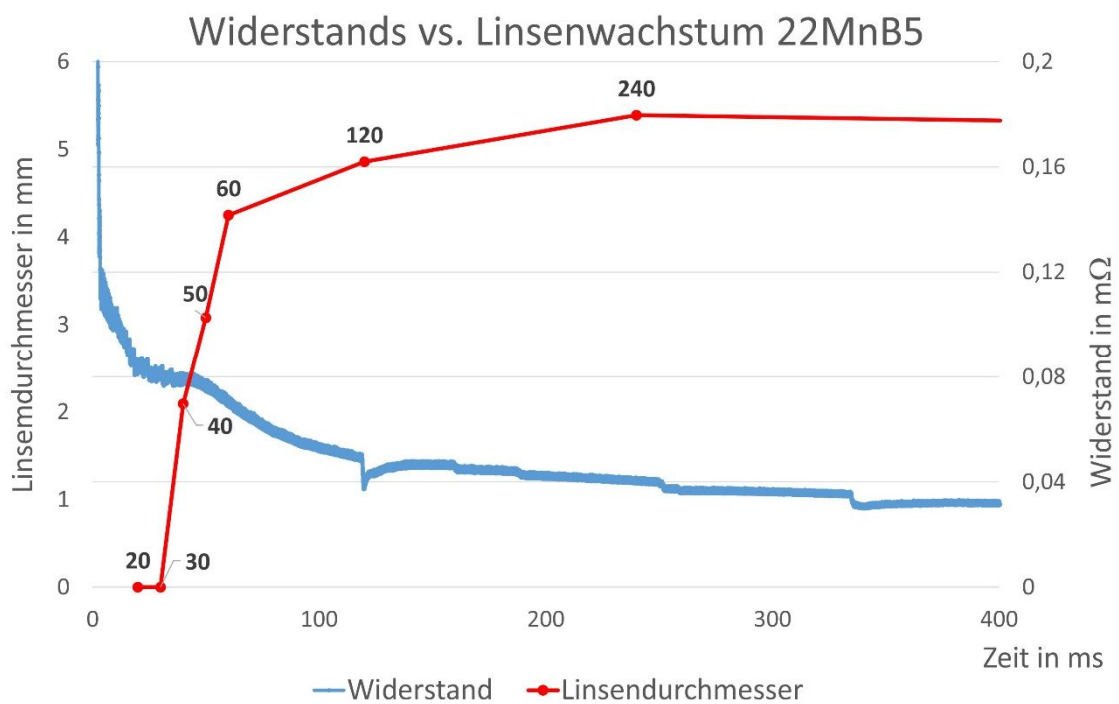


Abbildung 89: Kontaktwiderstandsmessung einer WPS-Verbindung aus 22MnB5 gegenüber dem Linsenwachstum

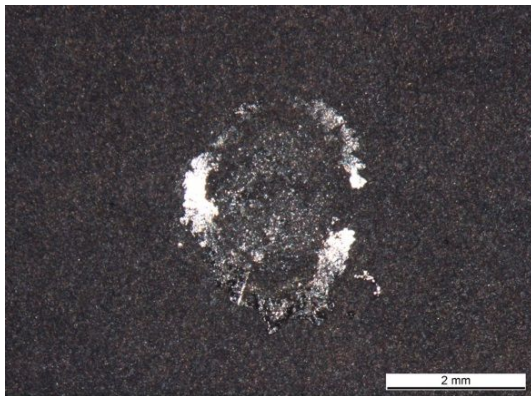


Mit gleichem Vorgehen ist der Widerstandsverlauf für eine einschnittige Kombination aus 22MnB5 in der Dicke von 1 mm aufgezeichnet worden. Die Abbildung 89 zeigt den Widerstandsverlauf und das Linsenwachstum gegenüber der Schweißzeit.

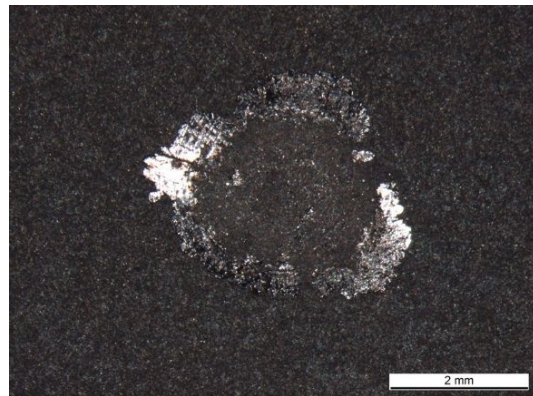
Der Vergleich zwischen Abbildung 87 und Abbildung 89 zeigt, dass abhängig vom Material die Gestalt der Widerstandskurve variiert. Für eine Kombination aus 22MnB5 gibt es nur ein Maximum, welches zu Beginn den Kontaktwiderständen entspricht. Der Gesamtverlauf entspricht einer Hyperbel im 1. Quadranten des Koordinatensystems. Wie beim DX51 fällt der Kontaktwiderstand innerhalb der 1. Millisekunde ab. In den nächsten 30 ms ist der Widerstand von einem Rauschen überlagert. Es stellt sich heraus, dass in diesem Zeitabschnitt die oxydische AlSi-Schicht aufgebrochen wird, siehe Abbildung 90 a) und b). Sobald eine Kontaktfläche zwischen den Grundwerkstoffen besteht, tritt kein Rauschen mehr auf und das Linsenwachstum beginnt, siehe Abbildung 90 c) und Abbildung 90 d). Die Linse wächst innerhalb der folgenden 30 ms sprunghaft auf 4,5 mm an. Weitere 60 ms Schweißzeit lassen die Linse auf 5 mm Durchmesser anwachsen. Eine längere Schweißzeit bewirkt keine signifikanten Änderungen im Linsendurchmesser.

Mit dem Wissen der Ereignisse innerhalb der ersten 30 ms beim Verschweißen des 22MnB5 wird die Wirkweise des Vorimpulses bezüglich des Schweißbereiches verständlich. Innerhalb der ersten 30ms wird durch den Vorimpuls die oxydische Schicht aufgeschmolzen bzw. aus der Berührfläche verdrängt. Je höher der Strom in der Zeit gewählt ist, desto größer ist die entstehende oxydfreie Berührfläche. Als Beleg hierfür dienen Abbildung 91 a) und b) welche die oxydfreie Berührfläche bei unterschiedlich starken Vorimpulsen zeigen. Entsprechend ist der stabilisierende Effekt des Vorimpulses auf den Schweißbereich beim 22MnB5 nachvollziehbar.

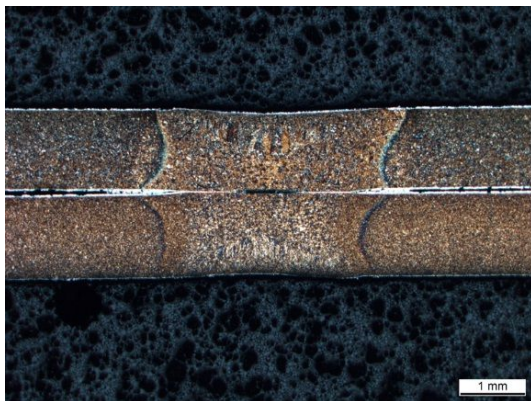
Die Abbildung 92 zeigt den Widerstandsverlauf vergleichend zwischen einer Kombination aus 22MnB5 mit einer Austenitisierungszeit von 10 und 5min. Das Rauschen innerhalb der ersten 30ms ist bei beiden Schweißungen identisch. Der folgende Widerstandsabfall tritt bei der Probe mit 10-minütiger Austenitisierungszeit eher ein, was für eine frühere Linsenbildung spricht. Interessant ist, dass keine sprunghaften Änderungen im Verlauf der 5-minütigen Kombination zu finden sind. Dies ist ein Beleg für das einfachere Verdrängen der oxydischen Schicht und erklärt den größeren Schweißbereich mit sinkender Haltezeit beim Austenitisieren. Beim Schweißen selbst kann dieses als Knacken akustisch wahrgenommen werden.



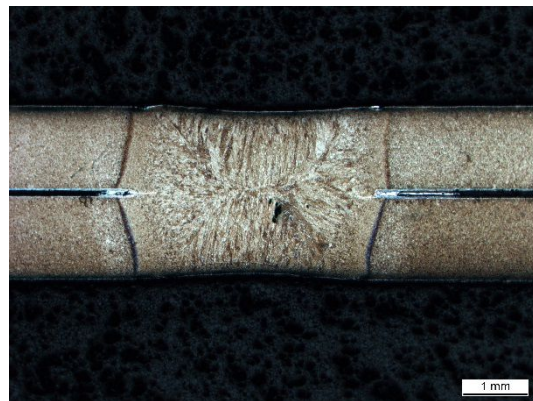
a): 10ms



b): 20ms



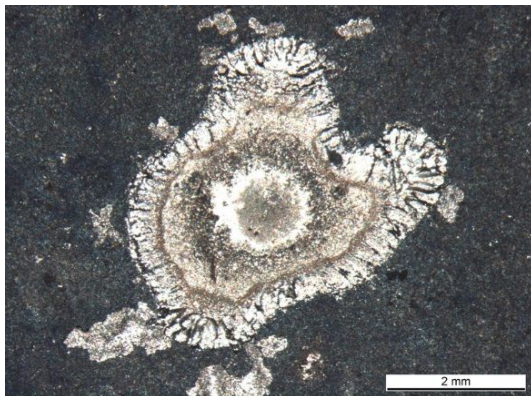
c): 30ms, Linsenwachstumsstart



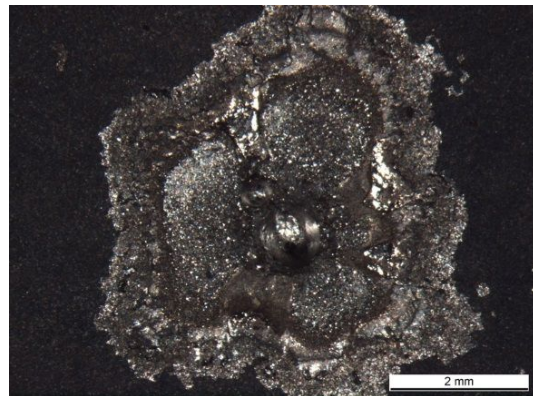
d): 50ms

Abbildung 90: Aufschmelzen des Zinks und Linsenentstehung an der Berührfläche zwischen den Blechen

Als letzte Fragestellung verbleibt die Übertragbarkeit der Widerstandsmessung zwischen einer einschnittigen auf eine dreischnittige Verbindung. Abbildung 93 zeigt die Widerstandsverläufe einer Kombination aus zwei Blechen HX340 in 2 mm und einem Blech HX420 in 1 mm dicke. Entsprechend der Aufzählung sind die Bleche von oben nach unten in Stromflussrichtung angeordnet. Die Kurve R3 zeigt den Widerstandsverlauf zwischen den HX340-Blechen, die Kurve R4 zeigt den Widerstandsverlauf



a): 6,5kA 30ms



b): 11 kA 30ms

Abbildung 91: Wirkweise des Vorimpulses

zwischen dem HX340- und dem HX420-Blech. Vergleichend mit Abbildung 87 erwartet man ein eher einsetzendes Linsenwachstum bei dem Widerstandsverlauf R4. Hier ist ein früherer Wiederanstieg des Widerstands nach durchlaufen des Minimums zu erkennen.

Die Kurvenverläufe "Linse R3" und "Linse R4" zeigen die gemessenen Linsendurchmesser im Schliff in der Einheit mm. Wie anhand der Widerstandsverläufe erwartet, tritt das Linsenwachstum zuerst zwischen dem HX340- und HX420-Blech ein. Die ist durch den früheren Wachstumsbeginn der Kurve "Linse R4" zu erkennen.

Zusammenfassend lässt sich mit Hilfe der Messung des Spannungsabfalls zwischen den Fügeblechen auf die Linsenbildung zurückschließen. Dabei sind die Erkenntnisse der einschnittigen Verbindung auf die zweischnittige Verbindung übertragbar. Anhand des Widerstandsverlaufs kann bestimmt werden, zwischen welchen Blechen zuerst eine Schweißlinse entsteht.

## Widerstandszeitverlauf 22MnB5 10min vs 5min

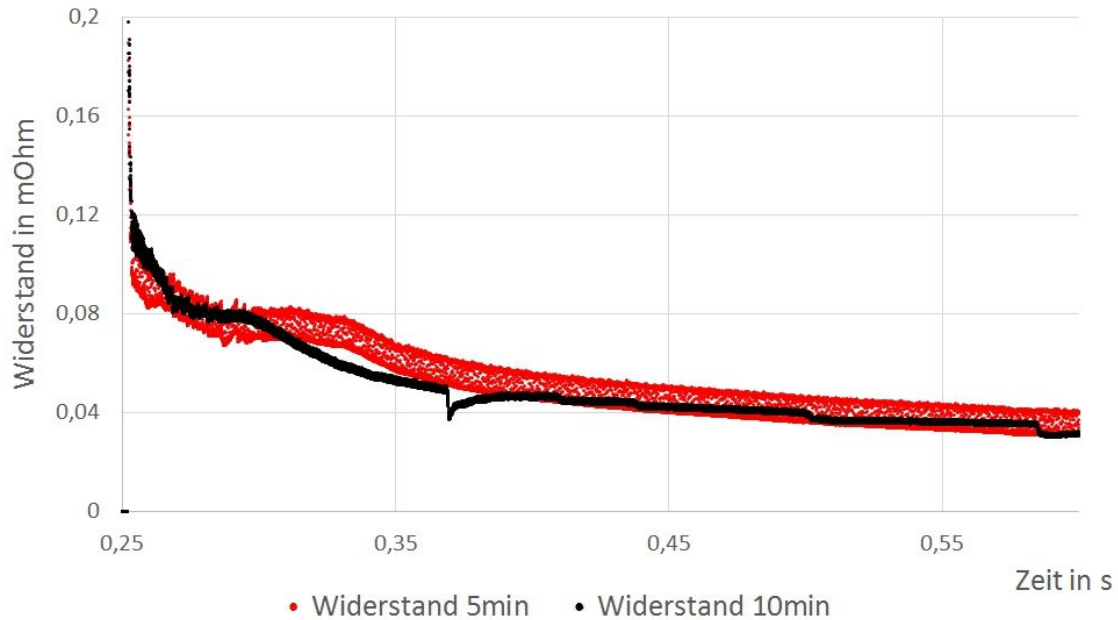


Abbildung 92: Unterschiede im Widerstandszeitverlauf zwischen verschiedenen Haltezeiten 22MnB5

## Widerstandsverlauf und Linsenwachstum einer dreischnittigen Verbindung

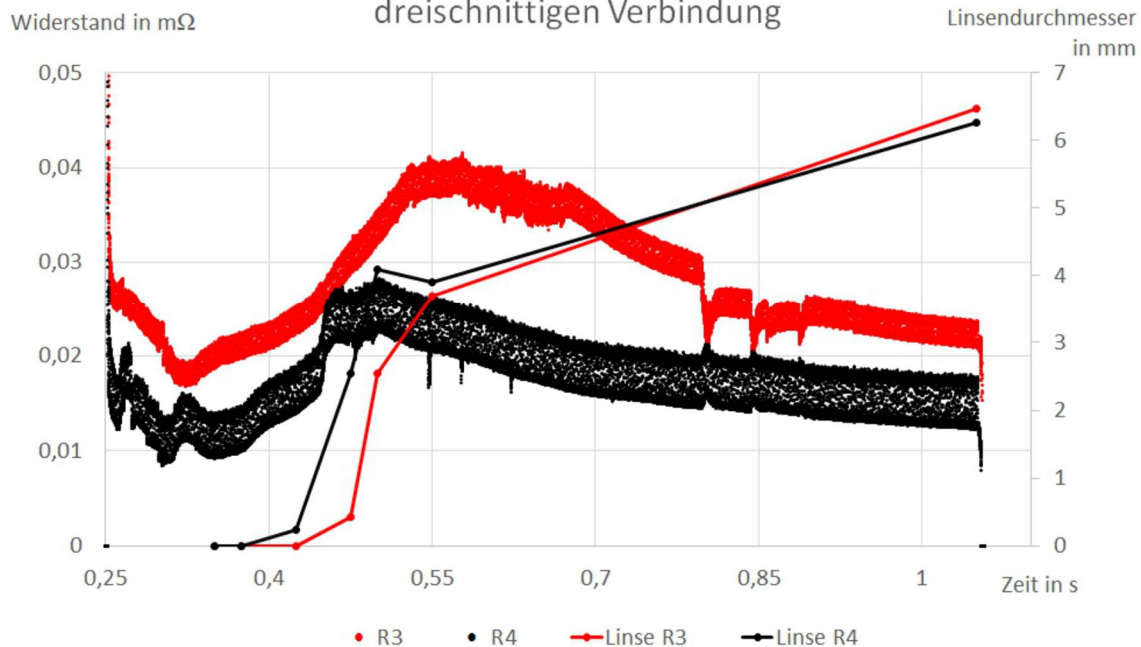


Abbildung 93: Widerstandszeitverlauf einer dreischnittigen Verbindung

Beim verschweißen des 22MnB5 kann die Wirkweise des Vorimpulses mit der Verdrängung der oxydischen Beschichtung begründet werden. Durch die Widerstandsmessung lässt sich die minimal notwendige Dauer des Vorimpulses bestimmen welche 30 ms beträgt.

## Kapitel 6

### Zusammenfassung

Intention dieser Arbeit ist es die Wirkweise der Impulsschweißungen zu klären und ihren Einfluss auf die Standmenge zu erfassen. Ausgangspunkt der Untersuchungen sind die Änderungen der Gestalt und der chemischen Zusammensetzung der Elektrodenkappenspitze, welche den Schweißbereich maßgeblich beeinflussen. Aus diesem Grund werden die metallurgischen Vorgänge in den Elektrodenkappenspitzen zusätzlich betrachtet.

Die Analyse der untersuchten Elektrodenkappenwerkstoffe ergibt, dass sich kein Kappenwerkstoff für das Verschweißen aller ausgewählten Blechsorten eignet. Das Konzept der gesteigerten Warmhärte (Nitrode) zeigt beim Verschweißen des 22MnB5 keinen Vorteil. Generell kann der Verschleiß einer Elektrodenkappe als Kombination aus Diffusionstiefe von Fremdatomen und Arbeitsflächenvergrößerung verstanden werden. Diese äußern sich in einem gesteigerten Kontaktwiderstand der Elektrodenkappen.

Anhand von Schweißbereichsuntersuchen an einschnittigen Verbindungen ist belegt, dass ein Vorimpuls, unabhängig der Gesamtschweißdauer, den Schweißbereich um ca. 10% reduziert. Außerdem wird der Schweißbereich im Mittel um 0,3 bis 0,6 kA angehoben.

Bei einer mehrschnittigen, asymmetrischen Blechkombination ist der Vorimpuls geeignet, das Linsenwachstum zwischen einem dünnen, außenliegenden Blech zu fördern. Gleichzeitig werden die Kontaktwiderstände im Vorimpuls zwischen den dickeren Blechen reduziert, wodurch ein größerer Schweißstrom notwendig ist, eine Schweißlinse über alle Bleche auszubilden. Dies gilt werkstoffunabhängig.

Damit ist der praktische Nutzen eines Vorimpulses bei asymmetrischen Kombinationen nachvollziehbar. Wenn eine asymmetrische Kombination mit einem Impuls nicht schweißbar ist, ist die Reduktion des Schweißbereichs weniger von Interesse, wenn durch den Vorimpuls ein dünnes Außenblech angebunden werden kann.

Mit der Anzahl durchgeführter Schweißungen wird der Anteil von Fremdatomen in der Elektrodenkappenspitze vergrößert. Der Vorimpuls beschleunigt die Diffusionsvorgänge. Größere Anteile von Fremdatomen in der Elektrodenkappenspitze reduzieren die Wirksamkeit des Vorimpulses und den Schweißbereich.

Beim 22MnB5 bewirkt der Vorimpuls eine Verdrängung der oxydischen Beschichtung, wodurch die Spritzerhäufigkeit reduziert wird und der Schweißprozess stabilisiert wird. Eine Vergrößerung des Schweißbereichs um 130% erfolgt bei diesem Material durch den Vorimpuls.

Schweißbereichsuntersuchungen an 22MnB5 mit verschiedenen Austenitisierungszeiten (10 und 5 min) zeigen eine Steigerung des Schweißbereichs um 200%. Dies gilt für Einimpulsschweißung und Schweißungen mit Vorimpuls. Die Empfehlung für einen stabilen Schweißprozess beim 22MnB5 ist, die Ofenhaltezeit so gering wie notwendig einzustellen.

Das Bestreben, das Schweißlinsenwachstum zerstörungsfrei zu detektieren, kann durch die Messung des Spannungsabfalls zwischen den Fügeblechen aufgedeckt werden. Dabei sind die Erkenntnisse der einschnittigen Verbindung auf die zweischnittige Verbindung übertragbar. Anhand des Widerstandsverlaufs kann bestimmt werden, zwischen welchen Blechen zuerst eine Schweißlinse entsteht.

Bezüglich den Kontaktwiderstandsmessungen während des Schweißens und den Kontaktwiderstandsmessungen nach DIN 18594 ist kein Zusammenhang festzustellen.

Zusammenfassend stellt sich der Verschleißmechanismus als Funktion von Elektroden- und Grundwerkstoff dar. Längere Schweißzeit oder der genutzte Vorimpuls verringern die Standmenge. Hervorzuheben ist, dass durch den Vorimpuls der Schweißbereich materialabhängig vergrößert werden kann. Damit ist nachvollziehbar weshalb der Vorimpuls beim Widerstandspunktschweißen für große Blechdickenunterschiede bei mehrschnittigen Blechkombinationen genutzt wird.



## Kapitel 7

### Stichwortverzeichnis

#### **Z**

22MnB5..... 65

#### **A**

Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>..... 62

AlMg3..... 66

AlSi ..... 1, 65

Anlegierungszustand..... 40

Aufmischung..... 26

#### **C**

CFK ..... 63

CuAg0,1..... 61

CuCr1Zr ..... 60

#### **D**

Diffusion..... 19

Diffusionstiefe ..... 22

DX51D+Z..... 63

#### **E**

Elektrodenkappe ..... 17

Elektrodenkraft..... 13

Elektrodenschaft..... 18

#### **F**

Fähnchenbildung ..... 24

Flansch ..... 7

Fräsen ..... 18

#### **G**

galvannealed ..... 49

#### **H**

Hauptimpuls..... 32

HX340LAD + Z100 ..... 64

#### **I**

IACS ..... 63

Impulsschweißung ..... 2

#### **K**

Kontaktwiderstand..... 14

#### **L**

Leistungsteil..... 11

Lunker ..... 23

#### **M**

Meißelprüfung..... 24

#### **N**

Nachimpuls..... 32

Nebenschluss..... 7

Nitrode ..... 62

#### **P**

Peletiereffekt..... 28

Pore..... 23

Pseudolegierung ..... 38

Punktschweißzange ..... 9

#### **S**

Sandwichwerkstoffe..... 7

Schweißbereichsdiagramm ..... 30

Schweißlinse..... 26

Spritzer ..... 23

Spritzergrenze..... 24

#### **T**

TiB<sub>2</sub>..... 39

TiC ..... 44

## Stichwortverzeichnis

---

<b>V</b>		WEZ..... 30
Verlustwärmemenge .....	16	WPS..... 1, 5
Vorimpuls.....	32	<b>Z</b>
<b>W</b>		Zugänglichkeit..... 6
Warmhärte.....	62	



# Kapitel 8

## Anhang

Tabelle 1 — Stahlsorten und mechanische Eigenschaften (Querproben)

Bezeichnung		Chemische Zusammensetzung Massenanteile in % max.						Streckgrenze $R_e^a$ MPa *	Zugfestigkeit $R_m$ MPa *	Bruchdehnung $A_{80}^b$ %	Senkrechte Anisotropie $r_{90}$	Verfestigungs- exponent $r_{80}$	
		C	Si	Mn	P	S	Ti						
Kurzname	Werkstoff- nummer	Symbole für die Art des Schmelztauchüberzugs									min.	min.	
DX51D	1.0326	+Z,+ZF,+ZA,+AZ,+AS						—	270 bis 500	22	—	—	
DX52D	1.0350	+Z,+ZF,+ZA,+AZ,+AS						140 bis 300 <sup>c</sup>	270 bis 420	26	—	—	
DX53D	1.0355	+Z,+ZF,+ZA,+AZ,+AS						140 bis 260	270 bis 380	30	—	—	
DX54D	1.0306	+Z,+ZA						120 bis 220	260 bis 350	36	1,6	0,18	
DX54D	1.0306	+ZF						120 bis 220	260 bis 350	34	1,4	0,18	
DX54D	1.0306	+AZ						120 bis 220	260 bis 350	36	—	—	
DX54D	1.0306	+AS						120 bis 220	260 bis 350	34	1,4 <sup>d,e</sup>	0,18 <sup>e</sup>	
DX55D	1.0309	+AS						0,12 0,50 0,60 0,10 0,045 0,30	140 bis 240	270 bis 370	30	—	—
DX56D	1.0322	+Z,+ZA							120 bis 180	260 bis 350	39	1,9 <sup>d</sup>	0,21
DX56D	1.0322	+ZF							120 bis 180	260 bis 350	37	1,7 <sup>d,e</sup>	0,20 <sup>e</sup>
DX56D	1.0322	+AS							120 bis 180	260 bis 350	39	1,7 <sup>d,e</sup>	0,20 <sup>e</sup>
DX57D	1.0853	+Z,+ZA							120 bis 170	260 bis 350	41	2,1 <sup>d</sup>	0,22
DX57D	1.0853	+ZF							120 bis 170	260 bis 350	39	1,9 <sup>d,e</sup>	0,21 <sup>e</sup>
DX57D	1.0853	+AS							120 bis 170	260 bis 350	41	1,9 <sup>d,e</sup>	0,21 <sup>e</sup>

\* 1 MPa = 1 N/mm<sup>2</sup>.

<sup>a</sup> Bei nicht ausgeprägter Streckgrenze gelten die Werte für die 0,2 %-Dehngrenze  $R_{p0,2}$ , bei ausgeprägter Streckgrenze jene für die untere Streckgrenze  $R_{eL}$ .

<sup>b</sup> Bei Erzeugnisdicken 0,50 < t ≤ 0,70 mm (einschließlich Überzug) verringern sich die Mindestwerte der Bruchdehnung  $A_{80}$  um 2 Einheiten, für t ≤ 0,50 mm um 4 Einheiten.

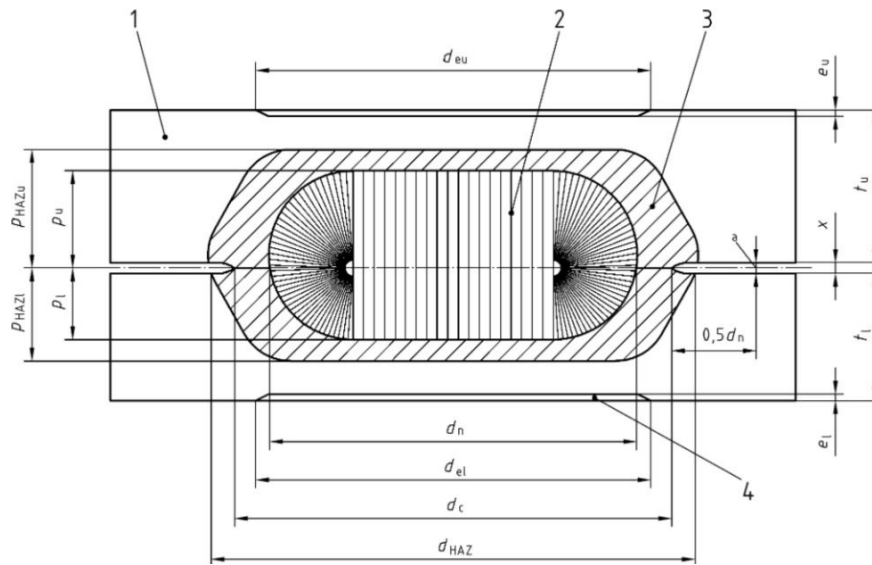
<sup>c</sup> Dieser Wert gilt nur für kalt nachgewalzte Erzeugnisse (Oberflächenarten B und C).

<sup>d</sup> Für t > 1,5 mm verringert sich der  $r_{90}$ -Wert um 0,2.

<sup>e</sup> Für t ≤ 0,70 mm verringert sich der  $r_{80}$ -Wert um 0,2 und der  $r_{90}$ -Wert um 0,01.

\* 1 MPa = 1 N/mm<sup>2</sup>.<sup>a</sup> Bei nicht ausgeprägter Streckgrenze gelten die Werte für die 0,2 %-Dehngrenze  $R_{p0,2}$  bei ausgeprägter Streckgrenze jene für die untere Streckgrenze  $R_{eL}$ .<sup>b</sup> Bei Erzeugnisdicken  $0,50 < t \leq 0,70$  mm (einschließlich Überzug) verringern sich die Mindestwerte der Bruchdehnung  $A_{80}$  um 2 Einheiten, für  $t \leq 0,50$  mm um 4 Einheiten.<sup>c</sup> Dieser Wert gilt nur für kalt nachgewalzte Erzeugnisse (Oberflächenarten B und C).<sup>d</sup> Für  $t > 1,5$  mm verringert sich der  $r_{80}$ -Wert um 0,2.<sup>e</sup> Für  $t \leq 0,70$  mm verringert sich der  $r_{80}$ -Wert um 0,2 und der  $r_{80}$ -Wert um 0,01.

Tabelle 13: Chemische Zusammensetzung der Zinkbeschichtung [169]



## Legende

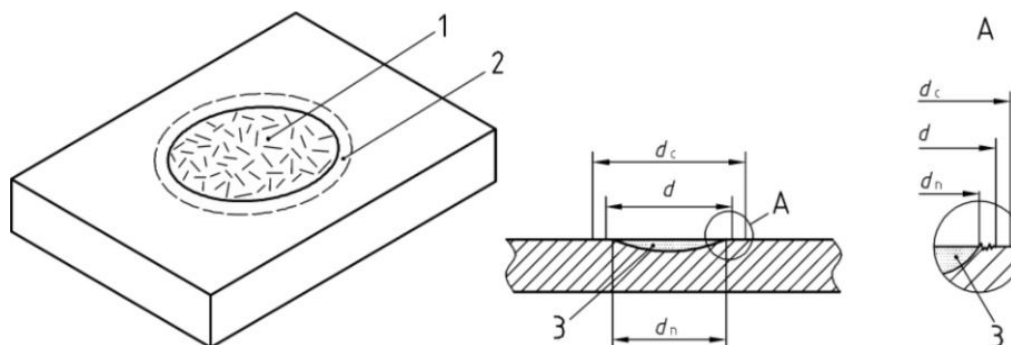
- 1 Grundwerkstoff
- 2 Linse
- 3 Wärmeeinflusszone (HAZ)
- 4 Elektrodeneindruck

Für die Anwendung dieser Europäischen Norm gelten die folgenden Zeichen und Abkürzungen. Alle Angaben in Millimeter.

## Zeichen Definition

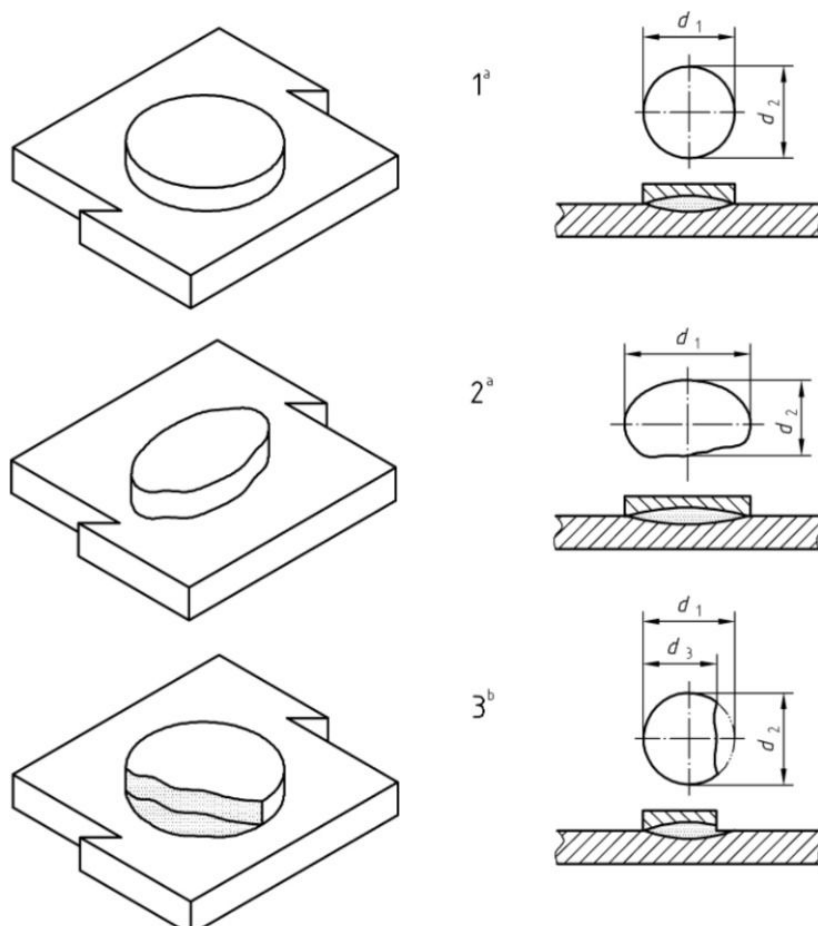
- a Abstand zwischen Linsenmitten, Rollennahtschweißung
- b Abstand der minimalen Schweißlinseneindringtiefe, Rollennahtschweißung
- d Punktdurchmesser
- $d_c$  Durchmesser der Haftzone
- $d_{el}$  Elektrodeneindruckdurchmesser, unteres Blech
- $d_{eu}$  Elektrodeneindruckdurchmesser, oberes Blech
- $d_{HAZ}$  Durchmesser Wärmeeinflusszone
- $d_n$  Linsendurchmesser
- $d_p$  Durchmesser des Butzens beim Ausknöpfbruch
- $d_s$  Durchmesser einer Schweißung in fester Phase
- $d_{sb}$  Durchmesser der Lötzone
- $d_1$  Maximale Durchmesser der Schweißung
- $d_2$  Minimale Durchmesser der Schweißung
- $d_3$  Minimale Breite des Butzens beim Mischbruch
- $e$  Elektrodeneindringtiefe, unteres Blech
- $e_u$  Elektrodeneindringtiefe, oberes Blech
- o Überlappung der Linsen, Rollennahtschweißung
- $p_{HAZl}$  Eindringtiefe der Wärmeeinflusszone, unteres Blech
- $p_{HAZu}$  Eindringtiefe der Wärmeeinflusszone, oberes Blech
- $p_l$  Linseneindringtiefe, unteres Blech
- $p_{max}$  Maximale Linseneindringtiefe, Rollennahtschweißung
- $p_{min}$  Minimale Linseneindringtiefe, Rollennahtschweißung
- $p_u$  Linseneindringtiefe, oberes Blech
- $t$  Blechdicke
- $w$  Minimale Breite, Rollennahtschweißung
- $x$  Blechspalt

Abbildung 94: Bezeichnungen der geometrischen Größen der Schweißlinse [33]



- Legende  
 1 abgescherte Linse  
 2 Haftzone  
 3 Linse

Bild 2: Das Messen des Punktdurchmessers bei Scherbruch



- Legende  
 1 Symmetrisch  
 2 Asymmetrisch  
 3 Mischbruch

- a  $d = d_p = (d_1 + d_2)/2$   
 b  $d = (d_1 + d_2)/2$  und  $d_p = (d_2 + d_3)/2$

Abbildung 95: Messen des Punktdurchmessers [33]

## Anhang

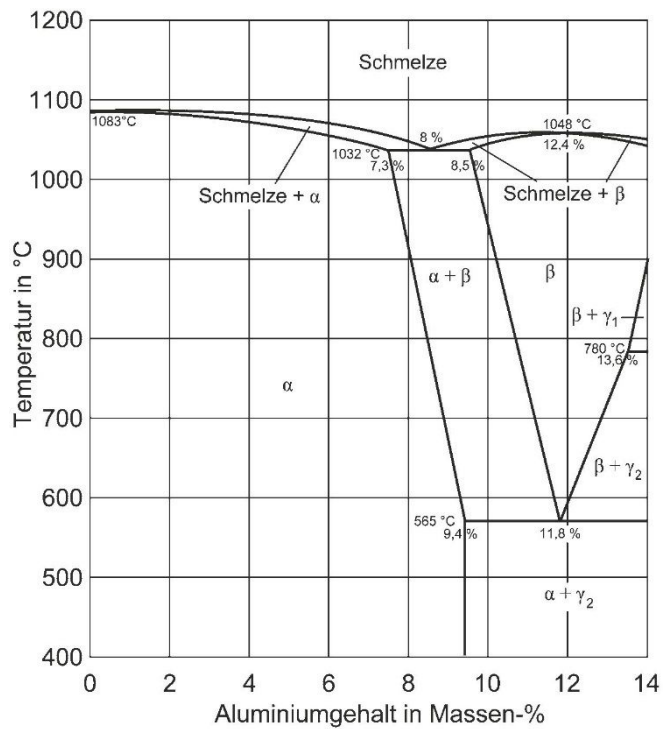


Abbildung 96: Zustandsschaubild der binären Kupfer-Aluminium-Legierungen bis 14 Gew. % Aluminium [91]

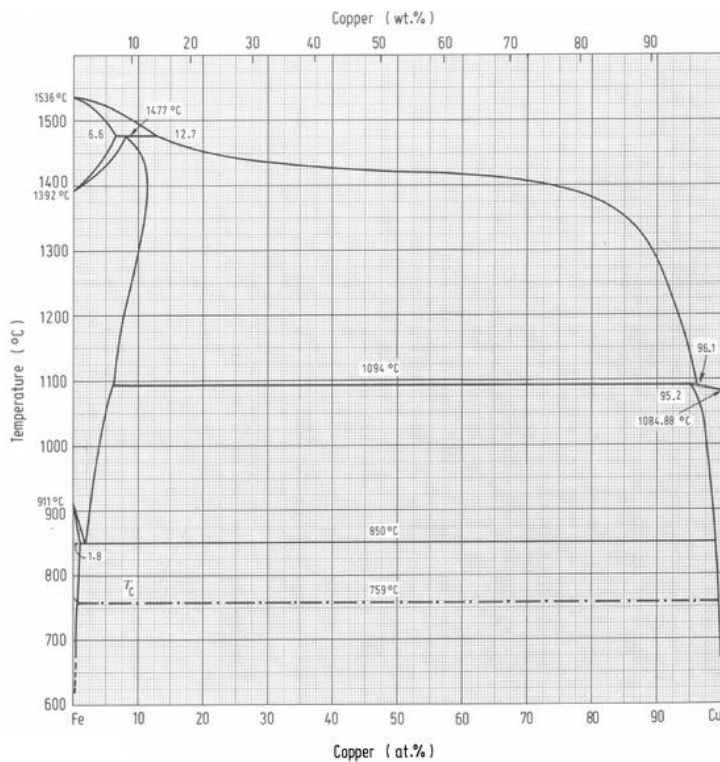


Abbildung 97: Zustandsschaubild der binären Kupfer-Eisen-Legierungen [179]

## Kapitel 9 Literaturangaben

- [1] Image. [http://www.nimak.de/index.php?eID=tx\\_cms\\_showpic&file=fileadmin%2FRedaktion%2FPunktschweisssmaschine.png&md5=935af9db9212afbc4af84fe0245a28f74054097e&parameters%5B0%5D=YTo0OntzOjU6IndpZHRoljtzOjM6IjgwMCI7czo2OiJoZWlnaHQiO3M6NDoiNjAw&parameters%5B1%5D=bSI7czo3OiJib2R5VGFnIjtzOjQxOjI8Ym9keSBzdHlsZT0ibWFyZ2luOjA7IGJh&parameters%5B2%5D=Y2tncm91bmQ6I2ZmZjsiPii7czo0OiJ3cmFwljtzOjM3OiI8YS-BocmVmPSJqYXZh&parameters%5B3%5D=c2NyaXB0OmNsb3NIKCK7Ij4gfCA8L2E%2BIjt9](http://www.nimak.de/index.php?eID=tx_cms_showpic&file=fileadmin%2FRedaktion%2FPunktschweisssmaschine.png&md5=935af9db9212afbc4af84fe0245a28f74054097e&parameters%5B0%5D=YTo0OntzOjU6IndpZHRoljtzOjM6IjgwMCI7czo2OiJoZWlnaHQiO3M6NDoiNjAw&parameters%5B1%5D=bSI7czo3OiJib2R5VGFnIjtzOjQxOjI8Ym9keSBzdHlsZT0ibWFyZ2luOjA7IGJh&parameters%5B2%5D=Y2tncm91bmQ6I2ZmZjsiPii7czo0OiJ3cmFwljtzOjM3OiI8YS-BocmVmPSJqYXZh&parameters%5B3%5D=c2NyaXB0OmNsb3NIKCK7Ij4gfCA8L2E%2BIjt9), abgerufen am: 01.12.2016
- [2] DIN ISO 16432; 2007-09. *Widerstandsschweißen – Verfahren zum Buckelschweißen von niedriglegierten Stählen mit oder ohne metallischem Überzug*
- [3] Merkblatt DVS 2902-1; 2001-09. *Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3 mm Einzeldicke - Übersicht*
- [4] Merkblatt DVS 2902-2; 2001-09. *Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3 mm Einzeldicke Punktschweißbeignung*
- [5] Merkblatt DVS 2902-4; 2001-10. *Widerstandspunktschweißen von Stählen bis 3mm Einzeldicke Grundlagen, Vorbereitung und Durchführung*
- [6] DVS Merkblatt; 2000-02. *Widerstandspunkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen von Stahlblechen bis 3 mm mit metallischen Überzügen*
- [7] Merkblatt DVS 2910; 2001-09. *Widerstandspunkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen von feuerverzinktem Stahlblech*
- [8] Merkblatt DVS 2926; 2001-09. *Widerstandspunkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen von elektrolytisch verzinktem Stahlblech*
- [9] DIN ISO 8580; 2003-09. *Fertigungsverfahren - Begriffe, Einteilung*
- [10] DIN ISO 8593-6; 2003-09. *Fertigungsverfahren Fügen - Teil 6: Fügen durch Schweißen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe*
- [11] DIN ISO 14610; 2005-02. *Schweißen und verwandte Prozesse – Begriffe für Metallschweißprozesse*
- [12] Fahrenwaldt, H. J. u. Schuler, V.: *Praxiswissen Schweißtechnik*. Wiesbaden: Vieweg + Teubner Verlag 2012
- [13] Dilthey, U. u. Ohse, P.: *Widerstandsschweißen lackierter Stahlbleche*. Schweißen und Schneiden 58 (2006) 7, S. 350–354

- [14] Diltthey, U.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1. Berlin/Heidelberg: Springer-Verlag 2006
- [15] Merkblatt DVS 2916-5; 2006-12. *Prüfen von Widerstandsschweißverbindungen - Zerstörungsfreie Prüfung*
- [16] Merkblatt DVS 2937; 1990-06. *Widerstandsschweißen mit Industrieroboter*
- [17] Nimak AG: X-Zange. [126](http://www.nimak.de/index.php?eID=tx_cms_showpic&file=fileadmin%2FRedaktion%2FRz_Magna-R60X.png&md5=32881660733715d65783740df0d50bb684ac284b&parameters%5B0%5D=YTo0OntzOjU6IndpZHRoIjtzOjM6IjgwMCI7czo2OiJoZWlnaHQiO3M6NDoiNjAw&parameters%5B1%5D=bSI7czo3OiJib2R5VGFnIjtzOjQxOil8Ym9keSBzdHlsZT0ibWFyZ2luOjA7IGJh&parameters%5B2%5D=Y2tncm91bmQ6I2ZmZjsiPil7czo0OiJ3cmFwljtzOjM3Oil8YS-BocmVmPSJqYXZh&parameters%5B3%5D=c2NyaXB0Om-Nsb3NlKCK7Ij4gfCA8L2E%2Bljt9, abgerufen am: 01.12.2016</li><li>[18] DIN ISO 669; 2001-06. <i>Widerstandsschweißeinrichtung</i></li><li>[19] Merkblatt DVS 2904; 2010-05. <i>Steuerungen und Leistungsteile für das Widerstandsschweißen</i></li><li>[20] Rogeon, P., Carre, P., Costa, J., Sibilia, G. u. Saindrenan, G.: Characterization of electrical contact conditions in spot welding assemblies. <i>Journal of Materials Processing Technology</i> 195 (2008) 1-3, S. 117–124</li><li>[21] Rezaei Ashtiani, H. R. u. Zarandooz, R.: The Influence of Welding Parameters on the Nugget Formation of Resistance Spot Welding of Inconel 625 Sheets. <i>Metallurgical and Materials Transactions A</i> 46 (2015) 9, S. 4095–4105</li><li>[22] Zhou, W. M.: The Electrical Contact Resistance in Resistance Welding Evaluated by Gleeble Testing Machine. <i>Materials Science Forum</i> 575-578 (2008), S. 753–756</li><li>[23] DIN ISO 5182; 2009-08. <i>Widerstandsschweißen – Werkstoffe für Elektroden und Hilfseinrichtungen</i></li><li>[24] Bargel, H.-J. u. Schulze, G.: <i>Werkstoffkunde</i>. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg 2012</li><li>[25] Hellwege, K.-H. u. Landolt, H.: <i>Zahlenwerte und Funktionen aus Naturwissenschaften und Technik</i>. Neue Serie. Berlin [u.a.], New York [u.a.]: Springer 1990</li><li>[26] Cussler, E. L.: <i>Diffusion. Mass transfer in fluid systems</i>. Cambridge, New York: Cambridge University Press 2009</li></ul></div><div data-bbox=)

- [27] Cebon, D., Shercliff, H. u. Ashby, M. F.: Materials. Engineering, science, processing and design. [Place of publication not identified: publisher not identified] 2013
- [28] Matejec, J. u. Zelenak, M.: Spot welding zinc-coated steel sheet with machining of the welding electrodes. *Welding International* 8 (1994) 9, S. 741–746
- [29] Brauser, S., Schwenk, C., Rethmeier, M., Noack, T. u. Jüttner, S.: Einfluss von schweißbedingten Rissen auf die Schwingfestigkeit von Widerstandspunktschweißverbindungen aus hochfestem austenitischen Stahl. *Schweißen und Schneiden* 64 (2012) 1/2, S. 28–31
- [30] Veit, J., Wesling, D.-P. V. u. Flügge, W.: Vermeidung von Heißrissen beim Widerstandspunktschweißen von hochmanganghaltigen TWIP-Stählen durch gezielte Prozessführung. In: 14. Kolloquium Widerstandsschweißen und alternative Verfahren, S. 14–19
- [31] DIN ISO 14327; 2004-06. *Verfahren für das Bestimmen des Schweißbereichsdiagramms für das Widerstandspunkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen*
- [32] ISO 10447:2013; 2013. *Widerstandsschweißen – Schäl-, Meißel- und Keilprüfung von Widerstandspunkt- und Buckelschweißverbindungen*
- [33] DIN EN 14329; 2003-12. *Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen*
- [34] Zinke, M. u. Schulz, T.: Widerstandspunktschweißen von hoch- und höchstfesten beschichteten ferritischen Stählen mit hochlegierten austenitischen CrNi-Stählen. *Schweißen und Schneiden* 61 (2009) 11, S. 650–657
- [35] DIN ISO 14373; 2015-06. *Widerstandsschweißen – Verfahren zum Punktschweißen von niedriglegierten Stählen mit oder ohne metallischem Überzug*
- [36] Eichhorn, F., Kunsmann, A. u. Langhardt, W.: Vergleichende Untersuchungen beim Widerstandspunktschweißen mit Gleich- und 50 Hz-Wechselstrom. *Blech, Rohre, Profile* (1971) 18, S. 97–105
- [37] Li, Y., Yan, F., Luo, Z., Chao, Y. J., Ao, S. u. Cui, X.: Weld Growth Mechanisms and Failure Behavior of Three-Sheet Resistance Spot Welds Made of 5052 Aluminum Alloy. *Journal of Materials Engineering and Performance* 24 (2015) 6, S. 2546–2555
- [38] Luo, Z., Yan, F., Li, Y., Bai, Y., Yao, Q. u. Tan, H.: Numerical and experimental study on nugget formation process in resistance spot welding of aluminum alloy. *Transactions of Tianjin University* 21 (2015) 2, S. 135–139
- [39] Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium. Kapitel 17 Widerstandsschweißen*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg 2007

- [40] Karakas, E.: TIM TWIN SPOT – Neues Verfahren zum Widerstandspunktschweißen von Zwei- und Mehrblechverbindungen an Werkstoffkombinationen unterschiedlicher Blechdicke. *Schweißen und Schneiden* 62 (2010) 10, S. 568–575
- [41] Li, Y., Luo, Z., Yan, F., Duan, R. u. Yao, Q.: Effect of external magnetic field on resistance spot welds of aluminum alloy. *Materials & Design* 56 (2014), S. 1025–1033
- [42] Hayat, F. u. Sevim, İ.: The effect of welding parameters on fracture toughness of resistance spot-welded galvanized DP600 automotive steel sheets. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* 58 (2012) 9-12, S. 1043–1050
- [43] Sevim, İ., Hayat, F. u. Kulekci, M. K.: Nucleus geometry and mechanical properties of resistance spot welded coated–uncoated DP automotive steels. *Bulletin of Materials Science* 36 (2013) 6, S. 1049–1055
- [44] Kaščák, L., Spišák, E. u. Gajdoš, I.: Influence of Welding Parameters on the Quality of Resistance Spot Welded Joints of DP600 Steels. *Key Engineering Materials* 635 (2014), S. 143–146
- [45] Wan, X., Wang, Y. u. Zhang, P.: Modelling the effect of welding current on resistance spot welding of DP600 steel. *Journal of Materials Processing Technology* 214 (2014) 11, S. 2723–2729
- [46] Weber, G. u. Göklü, S.: Resistance Spot Welding of Uncoated and Zinc Coated Advanced High-Strength Steels (AHSS) — Weldability and Process Reliability-Influence of Welding Parameters. *Welding in the World* 50 (2006) 3-4, S. 3–12
- [47] Aslanlar, S., Ogur, A., Ozsarac, U., Ilhan, E. u. Demir, Z.: Effect of welding current on mechanical properties of galvanized chromided steel sheets in electrical resistance spot welding. *Materials & Design* 28 (2007) 1, S. 2–7
- [48] Kianersi, D., Mostafaei, A. u. Amadeh, A. A.: Resistance spot welding joints of AISI 316L austenitic stainless steel sheets. Phase transformations, mechanical properties and microstructure characterizations. *Materials & Design* 61 (2014), S. 251–263
- [49] Karcı, F., Kaçar, R. u. Gündüz, S.: The effect of process parameter on the properties of spot welded cold deformed AISI304 grade austenitic stainless steel. *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009) 8, S. 4011–4019
- [50] Athi, N., Cullen, J. D., Al-Jader, M., Wylie, S. R., Al-Shamma'a, A. I., Shaw, A. u. Hyde, M.: Experimental and theoretical investigations to the effects of zinc coatings and splash on electrode cap wear. *Measurement* 42 (2009) 6, S. 944–953



- [51] Ghazanfari, H. u. Naderi, M.: Influence of welding parameters on microstructure and mechanical performance of resistance spot welded high strength steels. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)* 26 (2013) 5, S. 635–640
- [52] Pouranvari, M.: Effect of Resistance Spot Welding Parameters on the HAZ Softening of DP980 Ferrite-Martensite Dual Phase Steel Welds. *World Applied Sciences Journal* (2011) 10, S. 1454–1458
- [53] Pereira, A., Ferreira, J., Loureiro, A., Costa, J. u. Bártolo, P.: Effect of process parameters on the strength of resistance spot welds in 6082-T6 aluminium alloy. *Materials & Design* 31 (2010) 5, S. 2454–2463
- [54] Pouranvari, M.: Effect of Welding Parameters on the Peak Load and Energy Absorption of Low-Carbon Steel Resistance Spot Welds. *ISRN Mechanical Engineering* 2011 (2011) 9, S. 1–7
- [55] Pouranvari, M. u. Marashi, S. P. H.: Failure Behavior of Three-Steel Sheets Resistance Spot Welds: Effect of Joint Design. *Journal of Materials Engineering and Performance* 21 (2012) 8, S. 1669–1675
- [56] Marya, M. u. Gayden, X. Q.: Development of requirements for resistance spot welding dual-phase (DP600) steels: part 1 - the causes of interfacial fracture. *Welding Research* (2005), S. 172–182
- [57] Weber, G., Momeni, K. u. Göklü, S.: Schweißbereiche hoch fester Stahlfeinbleche für den Rohkarosserieleichtbau – Einfluss der Schweißparameter beim Widerstandspunktschweißen. *Schweißen und Schneiden* 55 (2003) 10, S. 566–575
- [58] Boriwal, L., Mahapatra, M. M. u. Biswas, P.: Modelling and optimizing the effects of process parameters on galvanized steel sheet resistance spot welds. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 226 (2012) 4, S. 664–674
- [59] Puschner, P.: Punktschweißen mit "Virtueller Maschine". *Schweißen und Schneiden* 57 (2005) 1, S. 47–48
- [60] Reisgen, U., Schleser, M., Schiebahn, A. u. Harms, A.: Einfluss der Maschineneigenschaften beim Widerstandspunktschweißen mit Schweißzangen. *Schweißen und Schneiden* (2011) 31, S. 80–85
- [61] Wesling, D.-P. V., Rekersdrees, T., Keitel, S., Winkler, R. u. Schreiber, S.: Untersuchungen zum Widerstandspunktschweißen von neu entwickelten Feinblechen aus höher und höchst festen Stählen. *Schweißen und Schneiden* 56 (2004) 1, S. 23–28
- [62] Pouranvari, M., Mousavizadeh, S. M., Marashi, S., Goodarzi, M. u. Ghorbani, M.: Influence of fusion zone size and failure mode on mechanical performance of

- dissimilar resistance spot welds of AISI 1008 low carbon steel and DP600 advanced high strength steel. *Materials & Design* 32 (2011) 3, S. 1390–1398
- [63] Tang, H., Hou, W., Hu, S. J. u. Zhang, H.: Force characteristics of resistance spot welding of steels. *Welding Research* (2000) July, S. 175–183
- [64] A.R. Jahandideh, M. Hamed, S.A. Mansourzadeh, H. Eisazadeh, A. Rahi: Investigating the Effects of Post Heating Parameter on the Quality of Automotive Body Joints in Resistance Spot Welding. Istanbul 2010
- [65] Jahandideh, A. R., Hamed, M., Mansourzadeh, S. A. u. Rahi, A.: An experimental study on effects of post-heating parameters on resistance spot welding of SAPH440 steel. *Science and Technology of Welding and Joining* 16 (2011) 8, S. 669–675
- [66] Rieder, F. u. Marx, R.: Anwendungspotenzial verschiedener Technologien zum Schweißen höchstfester Stähle zum Warmumformhärten geeignete borlegierte Vergütungsstähle (22MnB5). Große Schweißtechnische Tagung 2010. Konferenzbeitrag (2010)
- [67] Cretteur, L. u. Koruk, A. I.: Heat Treatments to Improve Weldability of New Multiphase High Strength Steels. *Materials Science Forum* 426-432 (2003), S. 1225–1230
- [68] Niknejad, S. T., Liu, L., Nguyen, T., Lee, M.-Y., Esmaeili, S. u. Zhou, N. Y.: Effects of Heat Treatment on Grain-Boundary  $\beta$ -Mg<sub>17</sub>Al<sub>12</sub> and Fracture Properties of Resistance Spot-Welded AZ80 Mg Alloy. *Metallurgical and Materials Transactions A* 44 (2013) 8, S. 3747–3756
- [69] Gould, J., Peterson, W. u. Cruz, J.: An examination of electric servo-guns for the resistance spot welding of complex stack-ups. *Welding in the World* 57 (2013) 2, S. 243–256
- [70] Rudolf, H. u. Rose, S.: Methoden zur Schweißlinsenverschiebung bei Mehrblechverbindungen. 21. DVS-Sondertagung (2010) 21, S. 30–37
- [71] Ao, S.-s., Luo, Z., Tang, X.-x., Zhou, L.-s., Yuan, S.-x., Wang, R., Song, K.-l., Bu, X.-Z., Li, X.-y. u. Xue, Z.-q.: Study on quality of resistance spot welded aluminum alloys under various electrode pressures. *Frontiers of Materials Science in China* 3 (2009) 1, S. 98–101
- [72] Klages, E.-C.: Beurteilung der Beanspruchung von Elektrodenkappen beim Widerstandspunktschweißen von höher- und höchstfestem Stahl, Technische Universität Clausthal Dissertation. Clausthal 2014

- [73] Waddell, W. u. Williams, N.: Control of resistance spot welded quality using multi-parameter derived algorithms for zinc-coated sheets. Final report. Technical steel research. European Commission 1997
- [74] Raoelison, R., Fuentes, A., Rogeon, P., Carré, P., Loulou, T., Carron, D. u. Dechalotte, F.: Contact conditions on nugget development during resistance spot welding of Zn coated steel sheets using rounded tip electrodes. *Journal of Materials Processing Technology* 212 (2012) 8, S. 1663–1669
- [75] Schreiber, S.: Möglichkeiten zur Beeinflussung der Linseneindringtiefe sowie der Linsenposition beim Widerstandspunktschweißen asymmetrischer Mehrblechkombinationen mit normal- und höherfesten Stahlblechen. Abschlussbericht AIF 16.334N
- [76] Shen, J., Zhang, Y. u. Wang, P. C.: Nugget shifting in resistance spot welding of multi-stackup sheets. *Quarterly Journal of the Japan Welding Society* 29 (2011) 3, S. 133s–137
- [77] Chang, B. H., Zhou, Y., Lum, I. u. Du, D.: Finite element analysis of effect of electrode pitting in resistance spot welding of aluminium alloy. *Science and Technology of Welding and Joining* 10 (2005) 1, S. 61–66
- [78] Zhou, Y., Fukumoto, S., Peng, J., Ji, C. T. u. Brown, L.: Experimental simulation of surface pitting of degraded electrodes in resistance spot welding of aluminium alloys. *Materials Science and Technology* 20 (2004) 10, S. 1226–1232
- [79] Peng, J., Fukumoto, S., Brown, L. u. Zhou, N.: Image analysis of electrode degradation in resistance spot welding of aluminium. *Science and Technology of Welding and Joining* 9 (2004) 4, S. 331–336
- [80] Li, Y., Wei, Z., Li, Y., Shen, Q. u. Lin, Z.: Effects of cone angle of truncated electrode on heat and mass transfer in resistance spot welding. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 65 (2013), S. 400–408
- [81] Gould, J. E. u. Cruz, J.: Evaluation of GRCop-84 for use as a resistance spot welding electrode material through experimental and analytical techniques. *Welding in the World* 55 (2011) 1-2, S. 32–38
- [82] Key, J. F. u. Courtney, T. H.: Refractory Metal Composite Tips for Resistance-Spot Welding of Galvanized Steel. A study of electrode life and failure mechanisms, using sintered metal inserts for longer service and more consistent quality. *Welding Journal* (1974), S. 261–266
- [83] Dong, S. J., Zhou, N. u. Cheng, C.-K.: Electrode degradation mechanism during resistance spot welding of zinc coated steel using Cu-TiB<sub>2</sub> electrodes. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 15 (2005) 6, S. 1219–1225

- [84] Zuhailawati, H. u. Jamaludin, S. B.: Studies on Mechanical Alloying of Copper-Tungsten Carbide Composite for Spot Welding Electrode. *Journal of Materials Engineering and Performance* 18 (2009) 9, S. 1258–1263
- [85] Dong, S. J. u. Zhou, Y.: Effects of TiC Composite Coating on Electrode Degradation in Microresistance Welding of Nickel-Plated Steel. *Metallurgical and Materials Transactions A* (2003), S. 1501–1510
- [86] Großmann, C., Zschetzsche, J. u. Füssel, U.: Punktschweißen – Potentiale zur Erhöhung der Standmenge und Lebensdauer von Elektroden. *Assistentenseminar Füge- und Schweißtechnik* (2010) 31, S. 72–79
- [87] Parker, J. D., Williams, N. T. u. Holliday, R. J.: Mechanisms of electrode degradation when spot welding coated steels. *Science and Technology of Welding and Joining* 3 (1998) 2, S. 65–74
- [88] Hicken, S.: Metallkundliche Untersuchungen zu Verschleissvorgängen an Elektroden beim Widerstandspunktschweißen von Aluminium. *Aachener Berichte Fügetechnik*, Bd. 97,5. Aachen: Shaker 1997
- [89] Zhisheng, W., Ping, S., Jinrui, L. u. Shengsun, H.: Effect of deep cryogenic treatment on electrode life and microstructure for spot welding hot dip galvanized steel. *Materials & Design* 24 (2003) 8, S. 687–692
- [90] Marek, U. u. Dilthey, U.: Legierungsschichten und Elektrodenverschleiß beim Widerstandspunktschweißen. *Blech, Rohre, Profile* (1996) 43, S. 527–534
- [91] Deutsches Kupferinstitut Berufsverband e.V.: Kupfer-Aluminium-Legierungen. Eigenschaften · Herstellung · Verarbeitung · Verwendung. [https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user\\_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/i006.pdf](https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/i006.pdf), abgerufen am: 11.10.2016
- [92] Deutsches Kupferinstitut Berufsverband e.V.: Kupfer-Zink-Legierungen (Messing und Sondermessing). Eigenschaften · Herstellung · Verarbeitung · Verwendung. [https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user\\_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/i005.pdf](https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/i005.pdf), abgerufen am: 31.03.2017
- [93] Lum, I., Biro, E., Zhou, Y., Fukumoto, S. u. Boomer, D. R.: Electrode pitting in resistance spot welding of aluminum alloy 5182. *Metallurgical and Materials Transactions A* 35 (2004) 1, S. 217–226
- [94] Rashid, M., Medley, J. B. u. Zhou, Y.: Electrode worksheet interface behaviour during resistance spot welding of Al alloy 5182. *Science and Technology of Welding and Joining* 14 (2009) 4, S. 295–304

- [95] Gegenbach, O.: Untersuchungen über die Stromverteilung, den Wärmeeinfluss und die Temperaturverteilung in der Umgebung von Widerstandsschweißpunkten. 6. Stuttgater Sondertagung. Widerstands-Schweißtechnik. Stuttgart 1965
- [96] Standmengenerhöhung beim Widerstandsschweißen durch Elektrodenfräsen, Abschlussbericht. AiF 13.134 N, Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt SLV München, 2004
- [97] International Automotive Research Centre: Developments towards high-volume resistance spot welding of aluminium automotive sheet component, 2008.  
[https://www2.warwick.ac.uk/fac/sci/wmg/research/pard/pardprojects/advbodyjoin/results/rsw/rsw\\_of\\_aluminium\\_v4.pdf](https://www2.warwick.ac.uk/fac/sci/wmg/research/pard/pardprojects/advbodyjoin/results/rsw/rsw_of_aluminium_v4.pdf), abgerufen am: 24.08.2016
- [98] Bschorr, T. u. Cramer, H.: Einfluss der Elektrodenbearbeitung auf die Elektrodenlebensdauer beim Widerstandspunktschweißen von Aluminium. Schweißen und Schneiden 64 (2012) 6, S. 342–350
- [99] Mei, D. S., Li, D. Q., Zhang, Z. D. u. Lan, L.: On-line monitoring method for electrode invalidation during spot welding of zinc-coated steel. Materials Science and Engineering: A 499 (2009) 1-2, S. 279–281
- [100] Wang, H., Zhang, Y. u. Chen, G.: Resistance spot welding processing monitoring based on electrode displacement curve using moving range chart. Measurement 42 (2009) 7, S. 1032–1038
- [101] Denkmayr, K., Weiß, P., Aigner, H. u. Szinyur, J.: Prognose der Elektrodenstandmenge beim Punktschweißen verzinkter phosphatierter Feinbleche. e & i Elektrotechnik und Informationstechnik 114 (1997) 2, S. 92–98
- [102] Kondo, M., Konishi, T., Nomura, K. u. Kokawa, H.: Degradation mechanism of electrode tip during alternate resistance spot welding of zinc coated and uncoated steel sheets. Science and Technology of Welding and Joining 15 (2010) 1, S. 76–80
- [103] Chan, K. R.: Weldability and degradation study of coated Electrodes for Resistance Spot Welding. A thesis presented to the University of Waterloo in fulfillment of the thesis requirement for the degree of Master of Applied Science in Mechanical Engineering, University of Waterloo Dissertation. Waterloo 2005
- [104] Chen, Z., Zhou, Y. u. Scotchmer, N.: Coatings on Resistance Welding Electrodes to Extend Life. SAE Technical Paper. Warrendale, PA: SAE International 2006
- [105] Chan, Kevin Randall u. Scotchmer, N.: Quality and Electrode Life Improvements to Automotive Resistance Welding of Aluminum Sheet. Sheet Metal Welding Conference XIII. Livonia, Michigan 2008

- [106] Luo, P., Dong, S. J., Mei, Z. Q. u. Xie, Z. X.: Strengthening Mechanism of TiB<sub>2</sub>-TiC Complex Phases Coated Electrode. *Advanced Materials Research* 433-440 (2012), S. 251–255
- [107] Luo, P., Dong, S.-j., Yangli, A., Sun, S., Zheng, Z. u. Wang, H.: Electrospark deposition of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>-TiB<sub>2</sub>/Ni composite-phase surface coatings on Cu-Cr-Zr alloy electrodes. *Journal of Asian Ceramic Societies* (2014)
- [108] Luo, C., Xiong, X. u. Dong, S.-j.: TiB<sub>2</sub>/Ni coatings on surface of copper alloy electrode prepared by electrospark deposition. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 21 (2011) 2, S. 317–321
- [109] Zou, J., Zhao, Q. u. Chen, Z.: Surface modified long-life electrode for resistance spot welding of Zn-coated steel. *Journal of Materials Processing Technology* 209 (2009) 8, S. 4141–4146
- [110] Rashid, M., Medley, J. B. u. Zhou, Y.: Nugget formation and growth during resistance spot welding of aluminium alloy 5182. *Canadian Metallurgical Quarterly* 50 (2011) 1, S. 61–71
- [111] 2001. *Widerstandsschweißen; Messen des Übergangswiderstandes an Aluminiumwerkstoffen*
- [112] Han, L., Thornton, M., Boomer, D. u. Shergold, M.: Effect of aluminium sheet surface conditions on feasibility and quality of resistance spot welding. *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010) 8, S. 1076–1082
- [113] Z. LI, C. H. J. Z. A. H. Z.: Effects of Sheet Surface Conditions on Electrode Life in Resistance Welding Aluminum. The surface of aluminum sheet was cleaned with three different methods, then each surface was tested as to its effect on electrode life. *Welding Journal* (2007), S. 81–89
- [114] Patrick, E., Auhl, J. u. Sun, T.: Understanding the Process Mechanisms Is Key to Reliable Resistance Spot Welding Aluminum Auto Body Components. Warrendale, PA: SAE International 1984
- [115] Attaby, Q. M. D., Al Saadi, M. H. u. Al Naimi, Ihsan Kadhom Abbas: Improvement of Resistance Spot Welding by Surfaces Treatment of AA1050 Sheets. *Journal of Engineering* (2013), S. 217–234
- [116] Rashid, M., Fukumoto, S., Medeley, J. B., Villafuerte, J. u. Zhou, Y.: Influence of Lubricants on Electrode Life in Resistance Spot Welding of Aluminum Alloys. *Welding Research* (2007), S. 62–70
- [117] Dorn, L. u. Baker, S.: Vergrößerung der Elektrodenstandmenge beim Punktschweißen von Aluminiumlegierungen mittels Verbundelektroden. *Schweißen und Schneiden* 54 (2002) 1, S. 20–24

- [118] Luvata: Nitrode. Eine Elektrodenkappe wie die Nitrode, sucht ihresgleichen: kosteneffizient, hohe Leistung und ideale Eigenschaften für das Widerstandsschweißen. [http://www.luvata.com/Documents/Special%20Products/Welding%20Products/Nitrode/Nitrode\\_A4\\_German.pdf](http://www.luvata.com/Documents/Special%20Products/Welding%20Products/Nitrode/Nitrode_A4_German.pdf), abgerufen am: 19.07.2016
- [119] Sigler, D. R., Carlson, B. E. u. Janiak, P.: Improving Aluminum Resistance Spot Welding in Automotive Structures. *Welding Journal* (2013) Vol. 92 Issue 6, S. p64
- [120] Müftüoğlu, F.: Effect of Coating Thickness on Electrode Life in the Spot Welding of Galvanized Steels, Zonguldak 2006
- [121] Zhang, X. Q., Chen, G. L. u. Zhang, Y. S.: Characteristics of electrode wear in resistance spot welding dual-phase steels. *Materials & Design* 29 (2008) 1, S. 279–283
- [122] Merkblatt DVS 2919; 2013-05. *Widerstandspunkt-, Buckel- und Rollen-nahtschweißen von Stahlfeinblechen mit Aluminiumüberzügen*
- [123] Hu, X., Zou, G., Dong, S. J., Lee, M. Y., Jung, J. P. u. Zhou, Y.: Effects of Steel Coatings on Electrode Life in Resistance Spot Welding of Galvannealed Steel Sheets. *Materials Transactions* 51 (2010) 12, S. 2236–2242
- [124] da Silva, Ramsés Ferreira u. Vieira, S. L.: Influence of the coating type on electrode life in spot welding. Article based on a version presented at the XXXII CONSOLDA, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brazil, 2-5 October 2006. *Welding International* 23 (2009) 3, S. 186–192
- [125] de la Garza, Maribel, del C. Zambrano, Patricia, Guerrero-Mata, M. P., Réti, T., Réger, M., Felde, I. u. Colás, R.: Diffusion in Electrodes Used for Resistance Spot Welding of Galvannealed Steel. *Defect and Diffusion Forum* 297-301 (2010), S. 300–307
- [126] Tumuluru, M.: The Effect of Coatings on the Resistance Spot Welding Behavior of 780 MPa Dual-Phase Steel. Both the hot-dipped galvannealed and welding behavior. *Welding Journal* 86 (2007), S. 161–169
- [127] Matsuda, H., Matsuda, Y. u. Kabasawa, M.: Effects of aluminium in the Zn coating on electrode life in welding galvanized steel sheet. *Welding International* 10 (1996) 8, S. 605–613
- [128] Dosdat, L., Petitjean, J., Vietoris, T. u. Clauzeau, O.: Corrosion Resistance of Different Metallic Coatings on Press-Hardened Steels for Automotive. *steel research international* 82 (2011) 6, S. 726–733

- [129] Saha, D. C., Ji, C. W. u. Park, Y. D.: Coating behaviour and nugget formation during resistance welding of hot forming steels. *Science and Technology of Welding and Joining* 20 (2015) 8, S. 708–720
- [130] Jüttner, S.: Werkstoffliche und fügetechnische Entwicklungen im Karosseriebau. 21. Schweißtechnische Fachtagung. Universität Magdeburg 2011
- [131] Kong, J. P., Han, T. K., Chin, K. G., Park, B. G. u. Kang, C. Y.: Effect of boron content and welding current on the mechanical properties of electrical resistance spot welds in complex-phase steels. *Materials & Design* 54 (2014), S. 598–609
- [132] Pouranvari, M. u. Marashi, S. P. H.: Critical review of automotive steels spot welding. Process, structure and properties. *Science and Technology of Welding and Joining* 18 (2013) 5, S. 361–403
- [133] Takahashi, Y. u. Saito, T.: Electrode tip wear and tip life in resistance spot-welding of organic composite coated steels: Study of resistance spot-welding of coated steels (1). *Welding International* 8 (1994) 4, S. 262–268
- [134] Spitz, M., Fleischanderl, M., Sierlinger, R., Reischauer, M., Perndorfer, F. u. Fafilek, G.: Surface lubrication influence on electrode degradation during resistance spot welding of hot dip galvanized steel sheets. *Journal of Materials Processing Technology* 216 (2015), S. 339–347
- [135] Patil, R. R., Anurag Tilak, C J K, Srivastava, V. u. De, A.: Minimising electrode wear in resistance spot welding of aluminium alloys. *Science and Technology of Welding and Joining* 16 (2011) 6, S. 509–513
- [136] CN 102672332
- [137] Shuai, G. W., Fang, P. u. Guo, Z. H.: Electrode Lifetime in Spot Welding Galvanized Sheet with Insert Material. *Advanced Materials Research* 291-294 (2011), S. 915–918
- [138] Zhao, Y. Y., Zhang, Y. S., Lai, X. M. u. Wang, P.-C.: Effect of Inserted Strips on Electrode Degradation in Resistance Spot Welding. Test results indicated the insertion of a Cu55Ni45 metal strip showed the most promise for extending electrode life. *Welding Journal* (2014) 93, S. 411–420
- [139] Trommer, G.: Punktschweißen: Prozesssicheres Verbinden von Aluminium- und hochfesten Stahlblechen. *Schweißen und Schneiden* 57 (2005) 10, S. 552–553
- [140] Trommer, G.: Aluminiumteile punktschweißen – einfach, sauber, kostengünstig. *Schweißen und Schneiden* 64 (2012) 3, S. 87–90
- [141] Fronius International GmbH, s.: DeltaSpot. Widerstands-Schweißen



- [142] <http://www.technica-online.ch>: Aluminiumteile punkten - ja, das geht. *technica* 2012 61, S. 30–32
- [143] Nielsen, C. V., Friis, K. S., Zhang, W. u. Bay, N.: Three-Sheet Spot Welding of Advanced High-Strength Steels. *Welding Journal* 90 (2011) 2, S. 32–40
- [144] Zhang, H., Qiu, X., Bai, Y., Xing, F., Yu, H. u. Shi, Y.: Resistance spot welding macro characteristics of the dissimilar thickness dual phase steels. *Materials & Design* 63 (2014), S. 151–158
- [145] Dilthey, U. u. Marek, U.: System zur automatisierten Ermittlung der Widerstandspunktschweißreignung - Teil 1: Aufbau und Funktion der Versuchseinrichtung. *Schweissen & Schneiden* 48 (1996) 1, S. 28–37
- [146] Thakur, A. G. u. Nandedkar, V. M.: Optimization of the Resistance Spot Welding Process of Galvanized Steel Sheet Using the Taguchi Method. *Arabian Journal for Science and Engineering* 39 (2014) 2, S. 1171–1176
- [147] Tolf, E. u. Hedegård, J.: Influence of Reduced Cooling Time on the Properties of Resistance Spot Welds. *Welding in the World* 52 (2008) 3-4, S. 43–53
- [148] Eshraghi, M., Tschopp, M. A., Asle Zaeem, M. u. Felicelli, S. D.: Effect of resistance spot welding parameters on weld pool properties in a DP600 dual-phase steel. A parametric study using thermomechanically-coupled finite element analysis. *Materials & Design* 56 (2014), S. 387–397
- [149] Önal, A. S. u. Kaya, N.: Effect and Optimization of Resistance Spot Welding Parameters on the Strength of Welded Hot-Stamped Parts. *Materials Testing* 56 (2014) 6, S. 466–471
- [150] Moshayedi, H. u. Sattari-Far, I.: Numerical and experimental study of nugget size growth in resistance spot welding of austenitic stainless steels. *Journal of Materials Processing Technology* 212 (2012) 2, S. 347–354
- [151] Eisazadeh, H., Hamed, M. u. Halvaei, A.: New parametric study of nugget size in resistance spot welding process using finite element method. *Materials & Design* 31 (2010) 1, S. 149–157
- [152] Tao, J.-f., Gong, L., Liu, C.-l. u. Zhao, Y. Y.: Multi-field dynamic modeling and numerical simulation of aluminum alloy resistance spot welding. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China* 22 (2012) 12, S. 3066–3072
- [153] Saleem, J., Majid, A., Bertilsson, K., Carlberg, T. u. Islam, N. U. I.: Nugget formation during Resistance Spot Welding using finite element model. *World Academy of Science, Engineering and Technology* (2012) 67

- [154] Kim, E. u. Eagar, T. W.: Simulation and sensitivity analysis of controlling parameters in resistance spot welding. *Metals and Materials International* 21 (2015) 2, S. 356–364
- [155] Zheng, W., Wang, Min, Kong, L., Cheng, X. u. Lei, M.: Parameter optimization of dissimilar resistance spot welding on ultra-high strength hot-stamped steel and mild steel by numerical simulation. *Acta Metallurgica Sinica (English Letters)* 25 (2012) 6, S. 487–498
- [156] Ma, N. u. Murakawa, H.: Numerical and Experimental Study on Nugget Formation in Resistance Spot Welding for High Strength Steel Sheets in Automobile Bodies. *Transactions of JWRI* 38 (2009) 2, S. 19–24
- [157] Ma, N. u. Murakawa, H.: Numerical and experimental study on nugget formation in resistance spot welding for three pieces of high strength steel sheets. *Journal of Materials Processing Technology* 210 (2010) 14, S. 2045–2052
- [158] Shen, J., Zhang, Y., Lai, X. u. Wang, P. C.: Modeling of resistance spot welding of multiple stacks of steel sheets. *Materials & Design* 32 (2011) 2, S. 550–560
- [159] Juni 2007. *Widerstandspunkt-, Buckel- und Rollennahtschweißen – Verfahren für das Bestimmen des Übergangswiderstands von Aluminium- und Stahlwerkstoffen*
- [160] 2014. *Messung des Übergangswiderstands; Grundlagen, Messmethoden und -einrichtungen*
- [161] 2010. *Messung des Übergangswiderstandes – Anwendung bei Stählen*
- [162] Greitmann, M. J., Volz, O. u. Wink, H.-J.: Untersuchungen zum Übergangswiderstand an blanken und beschichteten Stahlblechen. *Schweißen & Schneiden* 56 (2004) 1, S. 16–22
- [163] Cho, Y. u. Rhee, S.: New technology for measuring dynamic resistance and estimating strength in resistance spot welding. *Measurement Science and Technology* 11 (2000) 8, S. 1173–1178
- [164] A. Baukloh, K. Drefahl, U Heubner, M. Rühle: Zeitstanduntersuchungen an niedrig- und unlegierten Kupferwerkstoffen. *Metall* 30, S. 19–26
- [165] Dies, K.: Kupfer und Kupferlegierungen in der Technik. Berlin, Heidelberg, s.l.: Springer Berlin Heidelberg 1967
- [166] Deutsches Kupferinstitut Berufsverband e.V.: Niedriglegierte Kupferwerkstoffe. Eigenschaften · Verarbeitung · Verwendung. [https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user\\_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/i008.pdf](https://www.kupferinstitut.de/fileadmin/user_upload/kupferinstitut.de/de/Documents/Shop/Verlag/Downloads/Werkstoffe/i008.pdf), abgerufen am: 19.07.2016

- [167] SVS Schweißtechnik GmbH: Wirbalit L. [http://svs-schweisstechnik.de/media/SVS\\_Datenblaetter/SVS\\_Halbzeug/Wirbalit%20L.pdf](http://svs-schweisstechnik.de/media/SVS_Datenblaetter/SVS_Halbzeug/Wirbalit%20L.pdf), abgerufen am: 19.07.2016
- [168] DIN ISO 10346; 2015-10. *Kontinuierlich schmelztauchveredelte Flacherzeugnisse aus Stahl zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen*
- [169] DIN ISO 10327; 2004-09. *Kontinuierlich schmelztauchveredeltes Band und Blech aus weichen Stählen zum Kaltumformen – Technische Lieferbedingungen*
- [170] DIN ISO 10083-1; 2006-10. *Vergütungsstähle – Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen*
- [171] DIN ISO 573-3; 2013-12. *Aluminium und Aluminiumlegierungen – Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug – Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen*
- [172] Korrosionsverhalten von Aluminium. In: Anwendungstechnologie Aluminium. VDI-Buch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg 2007, S. 227–278
- [173] Bardelcik, A., Salisbury, C. P., Winkler, S., Wells, M. A. u. Worswick, M. J.: Effect of cooling rate on the high strain rate properties of boron steel. *International Journal of Impact Engineering* 37 (2010) 6, S. 694–702
- [174] Salzgitter Flachstahl: 22MnB5 - Kaltband. Vergütungsstahl, borlegiert. [https://www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/mediadb/szfg/informationmaterial/produktinformationen/kaltgewalztes\\_feinblech/deu/22mn5.pdf](https://www.salzgitter-flachstahl.de/fileadmin/mediadb/szfg/informationmaterial/produktinformationen/kaltgewalztes_feinblech/deu/22mn5.pdf), abgerufen am: 13.04.2017
- [175] Choi, H.-S., Park, G.-H., Lim, W.-S. u. Kim, B.-m.: Evaluation of weldability for resistance spot welded single-lap joint between GA780DP and hot-stamped 22MnB5 steel sheets. *Journal of Mechanical Science and Technology* 25 (2011) 6, S. 1543–1550
- [176] Christou, A.: *Electromigration and related electronic device degradation*. New York: Wiley 1994
- [177] *Grundlegende Untersuchung zur Kontaktsituation beim Widerstandspunktschweißen*, Staatliche Materialprüfungsanstalt
- [178] Jong, Y.-S., Lee, Y.-K., Kim, D.-C., Kang, M.-J., Hwang, I.-S. u. Lee, W.-B.: Microstructural Evolution and Mechanical Properties of Resistance Spot Welded Ultra High Strength Steel Containing Boron. *MATERIALS TRANSACTIONS* 52 (2011) 6, S. 1330–1333
- [179] Goldbeck, O. K. von (Hrsg.): *IRON—Binary Phase Diagrams*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg 1982